

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

FABIANO MOCELLIN

**DESENVOLVIMENTO DE TECNOLOGIA PARA BRUNIMENTO DE CILINDROS
DE BLOCOS DE MOTORES EM FERRO FUNDIDO VERMICULAR**

Florianópolis

2007

FABIANO MOCELLIN

**DESENVOLVIMENTO DE TECNOLOGIA PARA BRUNIMENTO DE CILINDROS
DE BLOCOS DE MOTORES EM FERRO FUNDIDO VERMICULAR**

Tese submetida à Universidade Federal de
Santa Catarina para a obtenção do Título
de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Eng. Lourival Boehs

Co-orientador: Prof. Dr. -Ing. Eberhard Abele

Florianópolis

2007

FABIANO MOCELLIN

**DESENVOLVIMENTO DE TECNOLOGIA PARA BRUNIMENTO DE CILINDROS
DE BLOCOS DE MOTORES EM FERRO FUNDIDO VERMICULAR**

Tese submetida à Universidade Federal de
Santa Catarina para obtenção do Título de
Doutor em Engenharia Mecânica.

Prof. Fernando Cabral, Ph. D.
Coordenador do PPGEM
UFSC

Prof. Lourival Boehs, Dr. Eng.
Orientador
UFSC

Prof. Álisson Rocha Machado, Ph. D.
Relator
UFU

Prof. Anselmo Eduardo Diniz, Dr. Eng.
UNICAMP

Prof. João Carlos E. Ferreira, Ph. D.
UFSC

Prof. Lourival Boehs, Dr. Eng.
UFSC

Prof. Dr. -Ing. Walter Lindolfo Weingaertner
UFSC

Florianópolis

2007

Dedico este trabalho à minha querida
família: minha esposa Grasiela, meu pai
Waldomiro e sua esposa Lília, minha irmã
Angelica e minha mãe Ines (*in memoriam*).

AGRADECIMENTOS

O desenvolvimento da presente tese caracterizou-se pelo envolvimento de diferentes instituições no Brasil e na Alemanha, o que permitiu o contato e envolvimento de um significativo número de pessoas, com muitas das quais estabeleceu-se, mais do que uma colaboração profissional, um relacionamento pessoal. Como reconhecimento pela valiosa contribuição, muitas dessas pessoas, mas certamente não todas, são mencionadas a seguir. Os agradecimentos:

- Ao Dipl. -Min. Josef Schmid, da Empresa Nagel, de um conhecimento singular na área de brunimento, por sua incomparável contribuição técnica como co-orientador das atividades realizadas nessa Empresa e pela relação de amizade iniciada durante a permanência na Alemanha;

- Ao Prof. Dr. -Ing. Eberhard Abele, da T. U. Darmstadt, por possibilitar o intercâmbio acadêmico entre as instituições de ensino e pelo apoio nas atividades realizadas na Alemanha;

- Ao Prof. Dr. Eng. Lourival Boehs, da UFSC, pelas contribuições ao longo de todo o Curso de Doutorado, e por sua incansável dedicação na orientação desta pesquisa;

- À Empresa Tupy Fundições, especialmente ao Sr. Pedro V. Duran e ao Sr. Cássio L. F. de Andrade, por sua fundamental participação como facilitadores no estabelecimento das parcerias entre as diferentes instituições, assim como pela disponibilização de materiais para pesquisa;

- Ao relator desta tese, Prof. Dr. PhD Álisson Rocha Machado, da UFU, membro da banca examinadora, juntamente com os Professores Dr. Eng. Anselmo Eduardo Diniz, da UNICAMP, Dr. PhD João Carlos E. Ferreira e Dr. -Ing. Walter L. Weingaertner, da UFSC, pela disponibilidade de participar como avaliadores e arguidores, contribuindo com suas experiências, de usinagem e de vida acadêmica, no enriquecimento deste trabalho;

- À Prof.^a Dr.^a Eng.^a Salete Alves Martins, por sua contribuição na revisão do trabalho, nas seções referentes a fluidos de corte;

- Ao Projeto IFM II, pelo apoio neste trabalho;

- Ao meu amigo Fabio Antônio Xavier, por ter me motivado a realizar o trabalho na Alemanha, por ter auxiliado junto a todos os assuntos envolvendo o PTW e ainda pelos bons momentos de amizade e descontração que vivemos juntos;

- A todos os colegas da Empresa Nagel/Elgan, em especial aos amigos Dr. -Ing. Uwe Peter Weigmann, Oliver Bachmann, Willy Schanz, Andrea Riedel, Thomaz Witt, Marcel Sowa, Karl Heinz Honnecker, Harald Tschürtz, Martin Jans e Klaus Weiss, que contribuíram muito para que a experiência na Alemanha fosse muito mais do que profissional;

- Aos colegas brasileiros do Instituto Goethe, principalmente ao André Luiz Bogado, Karina Rocha, Cássio Leonardo Rodrigues, Thiago Momenti, Jacqueline do Carmo Barreto, Antônio Rodolfo dos Santos, Erika Watanabe, Simone Kobe e Alessandro Farias, com os quais vivemos inesquecíveis momentos;

- À minha querida esposa Grasiela, por sua dedicação incondicional ao longo dos últimos 4 anos, colocou seus próprios objetivos em segundo plano e, sempre muito compreensiva, por incontáveis vezes abriu mão de momentos de convívio pessoal para que este trabalho pudesse ser devidamente conduzido;

- À minha inesquecível mãe, que dedicou sua vida ao ensino, por todo o carinho, amor e educação passados quando criança, valores guardados para sempre;

- A meu pai Waldomiro e sua esposa Lília, que, com grande esforço e dedicação, conseguiram proporcionar as condições financeiras e emocionais necessárias para que as mais diversas dificuldades acadêmicas e profissionais fossem vencidas ao longo dos anos;

- À minha irmã Angélica, pelo grande amor e companheirismo, desde os primeiros anos de minha vida;

- À minha tia Tere, por sua enorme dedicação, sempre muito presente nas mais diversas fases de minha vida, auxiliando na superação de muitas dificuldades e desafios;

- A Deus por ser o meu guia nesta caminhada e também por estar presente em todos os momentos importantes de minha vida;

Enfim, a todos que direta ou indiretamente participaram para transformar em realidade esta tese... MUITO OBRIGADO!

RESUMO

Na fabricação de blocos de motores, a usinagem dos cilindros é tipicamente composta por três operações de mandrilamento, isto é, de desbaste, de semi-acabamento e de acabamento, seguidas por três etapas de brunimento, sendo de desbaste, de base e de platô. As dificuldades existentes para a realização de mandrilamento dos cilindros em ferro fundido vermicular têm motivado diversas pesquisas com o intuito de minimizar seu impacto negativo na usinagem de blocos de motores nesse material, principalmente em função do recente e constante aumento muito expressivo na utilização do ferro fundido vermicular na fabricação de blocos para motores diesel de alto desempenho. O brunimento de desbaste, com elevadas taxas de remoção de material, aparece como uma importante alternativa para racionalizar o processo de usinagem de cilindros de tais componentes. A presente tese objetiva aprimorar a tecnologia de brunimento para que as operações de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento possam ser eliminadas do processo de usinagem de cilindros de blocos de motores no referido material, possibilitando uma significativa redução dos custos de fabricação, sem prejuízos à qualidade do produto. Para tanto, foram realizadas pesquisas experimentais subdivididas em três fases. A primeira delas empregando uma bancada experimental, simulando o processo de brunimento, em que foram testados diferentes tipos de diamantes, fluidos de corte, pressões de contato e velocidades de corte. Na segunda etapa, em brunidoras verticais, utilizando corpos de prova na forma de camisas de cilindros, foram analisados principalmente o tipo de ligante, o tipo de fluido de corte e a velocidade de corte. E na terceira etapa, foram brunidos blocos de motores de seis cilindros em uma brunidora vertical. Tanto os corpos-de-prova empregados quanto os blocos de motores foram produzidos em ferro fundido vermicular da classe ISO 16612/JV/450/S. Os experimentos conduziram a resultados muito satisfatórios, que foram alcançados mediante a utilização de parâmetros de brunimento não convencionais, com destaque para velocidades de corte de até 250m/min, bem como utilizando emulsão como fluido de corte, e com a otimização do tipos de diamante e de ligante empregados. Sob uma taxa de remoção de material específica de $0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, que equivale a remoção no diâmetro de 0,5mm em apenas 30s, obteve-se uma vida de ferramenta de aproximadamente 6.000 cilindros. A solução de usinagem foi validada em blocos de motores, nos quais o brunimento de desbaste, aplicado logo após o mandrilamento de desbaste, e seguido de brunimento de base e de platô, permitiu gerar cilindros dentro de padrões atuais de qualidade e com significativa redução nos custos de fabricação.

Palavras-chave: *brunimento, ferro fundido vermicular, blocos de motores, cilindros, mandrilamento, fluidos de corte, ferramentas de brunir com diamantes, ferramentas de brunir com ligantes metálicos.*

ABSTRACT

The machining process of engine block cylinders is typically made up of three boring operations, i.e., rough, semi-finish and finish, and followed by three honing steps, that are rough, base and plateau. The existing difficulties for boring cylinders of compacted graphite iron (CGI) engine blocks has motivated many researches with the objective of minimizing the negative impact of this process on the machining of CGI engine blocks. These researches have a significant importance due to the recent and constant high increase on CGI blocks usage on high performance diesel engines. The rough honing with high material removal rates, named stock honing, appears as an important alternative to rationalize CGI cylinder bores machining. This thesis aims to develop the honing technology in order to allow the semi-finishing and finishing boring steps deletion on CGI engine blocks machining, leading to a significant reduction on machining costs, without jeopardizing the product quality. The research was conducted in three main phases. The first one employed a test bench, simulating the honing process, where different types of diamonds, cutting fluids, contact pressures and cutting speeds were tested. On the second step, using vertical honing machines and workpieces with geometry of cylinder liners, it was selected the best combination of bond material, cutting fluid and cutting speed. On the third phase, six cylinder engine blocks were honed in a vertical honing machine. All the workpieces used as well as the engine blocks were produced in CGI class ISO 16612/JV/450/S. The experiments lead to very positive results that were achieved with non-conventional honing parameters, such as cutting speed of 250m/min, as well as emulsion as cutting fluid, diamond type and bond material optimization. A tool life of 6,000 cylinders was achieved under a specific stock removal rate of $0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, which is equivalent of a 0,5mm stock removal in diameter in only 30s. The proposed lower cost machining solution was validated in engine blocks, with stock honing following the rough boring operation, skipping semi-finish and finish boring. After base and plateau honing the cylinder bores were measured and remained within quality standards of modern diesel engines. Therefore, the objectives of the work were fully achieved.

Keywords: honing, compacted graphite iron, engine blocks, cylinders, boring, cutting fluid, diamond honing tools, metallic bond honing tools.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Exemplo de um bloco de motor e os processos típicos de usinagem presentes em sua fabricação.	37
Figura 2.2 – Velocidades presentes no brunimento de curso longo convencional e formação do ângulo de cruzamento (König, 1989).	39
Figura 2.3 – Seqüência esquemática de formação de cavacos em ferros fundidos (COHEN et al., 2000).	41
Figura 2.4 – Exemplos de ferramentas para mandrilamento de cilindros em ferro fundido vermicular (REUTER et al., 2000).	42
Figura 2.5 – Ferramentas de mandrilar com insertos rotativos (REUTER et al., 2000).	43
Figura 2.6 – Ferramenta de “freso-mandrilamento” (MAKINO, 2006).	44
Figura 2.7 – Grandezas de entrada características do processo de brunimento, com destaque em negrito para as variáveis envolvidas no presente trabalho. Baseado em (KÖNIG, 1980).	49
Figura 2.8 – Partes constituintes de uma ferramenta de brunir (WEIGMANN, 2005b).	50
Figura 2.9 – Codificação das características de segmentos abrasivos de brunimento, de acordo com os fabricantes (a) Nagel e (b) Gehring (NAGEL, 1990) (GEHRING, 2003).	51
Figura 2.10 – Exemplos de grãos superabrasivos: (a) diamante natural; (b) diamante sintético; (c) CBN (NAGEL, 1990).	53
Figura 2.11 – Típica forma cubo-octaédrica de um diamante sintético (CHAPMAN et al., 2004).	53
Figura 2.12 – Evolução da rugosidade da peça ao longo do processo de usinagem para o brunimento platô (NAGEL, 2000).	54
Figura 2.13 – Especificação das dimensões de um segmento abrasivo de brunimento (GEHRING, 2003).	57
Figura 2.14 – Velocidades de corte ótimas para diferentes tipos de abrasivos: (a) corindum nobre branco, (b) diamante sintético e (c) CBN (HAASIS, 1980).	58
Figura 2.15 – Faixas de velocidades e taxas de remoção usuais em brunimento (NAGEL, 1998b).	59

Figura 2.16 – Classificação dos fluidos de corte conforme DIN 51385 (apud KLEBER, 2000).....	63
Figura 2.17 – Diagrama de escolha do fluido de corte em função do material da peça (NAGEL, 1998b).....	64
Figura 2.18 – Influência da viscosidade do óleo na taxa de remoção em ferro fundido cinzento, em função (a) da pressão de contato e (b) da velocidade de corte (HAASIS, 1972).....	67
Figura 2.19 – Componentes da força de corte no brunimento (PAUCHSCH, 1996).	70
Figura 2.20 – Grão abrasivo de diamante com cegamento (SCHMID, 1997b).	75
Figura 2.21 – Variação da força específica de corte (K_s) em função da profundidade nominal de corte por segmento abrasivo de brunimento (\bar{a}_i) (UEDA; YAMAMOTO, 1987).....	77
Figura 2.22 – Diamante que apresenta microfraturas (SCHMID, 1997b).....	78
Figura 2.23 – Sistema para medição de temperatura da peça durante o brunimento (LIN e SHEN, 1993).	80
Figura 2.24 – Típicos resultados de medições de temperatura em corpos-de-prova de ferro fundido cinzento, realizadas por Lin e Shen (1993).....	81
Figura 2.25 – Posicionamento do sensor para medição da temperatura no segmento abrasivo de brunimento (SALJÉ; SEE, 1987).	82
Figura 2.26 – Efeito, na temperatura da peça, (a) da pressão de expansão, (b) da velocidade de corte, (c) da velocidade de corte axial e (d) do tamanho de grão (LIN; SHEN, 1993).	84
Figura 2.27 – Experimento em bancada experimental de brunimento externo avaliando a influência da velocidade de corte (a) na taxa de remoção de material e (b) na temperatura do segmento abrasivo de brunimento (SALJÉ; SEE, 1987).....	86
Figura 2.28 – Representação esquemática de bancada experimental, IWF Braunschweig (SALJÉ; SEE, 1987).	87
Figura 2.29 – Bancada experimental de brunimento externo, IWF Braunschweig (HOFFMEISTER, 2005).	87
Figura 2.30 – Resultados típicos ensaios de longa duração em bancada de testes de brunimento: (a) rugosidade da peça, (b) taxa de remoção e (c) diâmetro da peça (SALJÉ; MUSHARDT; SEE, 1987).	88

Figura 2.31 – Comparação entre diferentes processos para usinagem do mancal maior de bielas em ferro fundido nodular (KAPPELER, 2005).....	92
Figura 2.32 – Desenho esquemático da brunidora utilizada no brunimento de desbaste (KLINK; FLORES, 2000).....	95
Figura 2.33 – Resultados de vida da ferramenta no brunimento de desbaste, realizado conforme parâmetros citados no Quadro 2.2, com forte dependência da rugosidade (R_z) proveniente do mandrilamento, anterior ao brunimento (KLINK; FLORES, 2000).....	96
Figura 2.34 – Comparação entre o brunimento de ferro fundido cinzento, ferro fundido vermicular (100% perlita) e ferro fundido vermicular (75% perlita) (SCHMID, 1997b).....	99
Figura 2.35 – (a) Processo de brunimento fino (<i>fine honing</i>) e (b) após aplicação de laser (<i>UV-Laser</i>).....	100
Figura 2.36 – Formação de camada de maior dureza sobre a superfície do cilindro (EMMEL, 2003).....	101
Figura 2.37 – Exemplo de superfície brunida obtida por processo <i>Helical slide honing</i> (foto da impressão da superfície) (SCHMID, 2006).	102
Figura 2.38 – Estruturação da superfície com laser: (a) cabeçote laser, (b) cilindro com a textura gerada pelo laser e (c) detalhe da textura gerada (GEHRING, 2004b).....	103
Figura 2.39 – Seqüência de etapas para brunimento e estruturação com laser (ABELN; FLORES; KLINK, 2002).	103
Figura 3.1 – Bancada de testes para ensaios de brunimento	109
Figura 3.2 – Corpos-de-prova fundidos empregados na Etapa 1 dos ensaios.....	110
Figura 3.3 – Metalografias dos corpos-de-prova (a) sem ataque e (b) com ataque Nital 3%.....	111
Figura 3.4 – Geometria dos corpos-de-prova.....	112
Figura 3.5 – Delineamento dos experimentos iniciais.	112
Figura 3.6 – Denominação dos tipos de diamantes.	114
Figura 3.7 – Aspectos de diferentes tipos de grãos abrasivos (a) de elevada friabilidade, (b) de friabilidade média e (c) de alta tenacidade (DIAMOND INNOVATIONS, 2004).	115
Figura 3.8 – Experimentos contemplando quatro tipos de diamantes.....	116
Figura 3.9 – Matriz de experimentos com alta velocidade de corte.....	117

Figura 3.10 – Experimentos com diferentes fluidos de corte.....	117
Figura 3.11 – Método para a realização dos experimentos em bancada de testes.	119
Figura 3.12 – Microscópio óptico empregado na análise dos segmentos abrasivos de brunimento.	122
Figura 3.13 – Exemplos de formas de desgaste de segmentos abrasivos de brunimento, obtidos em microscópio eletrônico de varredura.	123
Figura 3.14 – Brunidora Vertical na qual foram realizados experimentos com velocidade de corte de até 120m/min.	124
Figura 3.15 – Brunidora Vertical na qual foram realizados experimentos com velocidade de corte de até 250m/min.	125
Figura 3.16 – (a) Sistema de fixação da peça e (b) ferramenta de brunir.	126
Figura 3.17 – Corpos-de-prova tipo camisas de cilindros fundidos empregados na Etapa 2 dos ensaios.....	126
Figura 3.18 – Metalografias dos corpos-de-prova (a) sem ataque e (b) com ataque Nital 3%.....	127
Figura 3.19 – Geometria das camisas de cilindro.	128
Figura 3.20 – Estimativa de taxa de remoção de material necessária para brunimento de desbaste após mandrilamento de desbaste (a) com correção da posição e (b) sem correção da posição.	130
Figura 3.21 – Matriz de experimentos da Etapa 2.....	132
Figura 3.22 – Experimentos com velocidade de corte de 250m/min.	134
Figura 3.23 – Fluxograma para a realização dos experimentos.....	135
Figura 3.24 – Aparato experimental para medição de temperatura da peça durante o brunimento.	139
Figura 3.25 – Preparação dos corpos-de-prova para medição de temperatura.	140
Figura 3.26 – Posicionamento dos sensores de temperatura na peça.....	140
Figura 3.27 – Sistema de fixação dos blocos de motores na brunidora.	142
Figura 3.28 – Metalografias do material das peças (a) sem ataque e (b) com ataque Nital 3%.....	142
Figura 3.29 – Corte longitudinal representativo dos cilindros dos blocos de motores empregados.	144
Figura 3.30 – Parâmetros de usinagem empregados na Etapa 3 dos experimentos.....	145

Figura 3.31 – Condições empregadas no brunimento de desbaste dos blocos de motores	145
Figura 4.1 – Típica evolução da rugosidade da peça ao longo de ensaios em bancada de testes ($P_s=5N/mm^2$; $v_c=120m/min$ – Condição A15).....	152
Figura 4.2 – (a) Redução da capacidade de corte do segmento abrasivo de brunimento e (b) aumento da relação G ao longo do experimento ($P_s=5N/mm^2$; $v_c=120m/min$ – Condição A15).....	152
Figura 4.3 – Típica condição dos grãos abrasivos (a) no início e (b) ao final do experimento na bancada de testes, após 60min de brunimento ($P_s=5N/mm^2$; $v_c=120m/min$ – Condição A15).....	153
Figura 4.4 – Diagrama representando uma típica curva G vs. Z'' ($P_s=5N/mm^2$; $v_c=120m/min$ – Condição A15).....	154
Figura 4.5 – Efeito da pressão de contato em Z'' e G, à velocidade de 120m/min..	155
Figura 4.6 – Efeito da pressão de contato sobre Z'' e G, nas velocidades de 60 e 180m/min.	156
Figura 4.7 – Curvas de G vs. Z'' para a pressão de contato de $5N/mm^2$	158
Figura 4.8 – Efeito do tipo de diamante nos valores de Z'' e G.	159
Figura 4.9 – Comportamentos característicos dos diamantes (a) A, (b) B, (c) C e (d) D.	160
Figura 4.10 – Resultados médios de rugosidade obtidos com os diamantes A, B, C e D.....	162
Figura 4.11 – Efeito da velocidade de corte e da pressão de contato sobre Z'' e G.	163
Figura 4.12 – (a) Valores de Z'' e de (b) G medidos para segmentos abrasivos de brunimento com diamante tipo B, com diferentes fluidos de corte ($P_s=4N/mm^2$; $v_c=120m/min$).	167
Figura 4.13 – Rugosidades medidas nos experimentos com diamante B, com diferentes fluidos de corte.	168
Figura 4.14 – Valores de Z'' e de G medidos para segmentos abrasivos de brunimento com diamante tipo C, com diferentes fluidos de corte ($P_s=4N/mm^2$; $v_c=120m/min$).	169
Figura 4.15 – Rugosidades medidas nos experimentos com diamante C, com diferentes fluidos de corte.	170

Figura 4.16 – Diagrama G vs. Z” para as seis variáveis com diferentes fluidos de corte ($P_s=4N/mm^2$; $v_c=120m/min$). (*Escala amplificada em relação aos demais gráficos)	171
Figura 4.17 – Aspecto típico dos segmentos abrasivos de brunimento com diamante B após 60min de ensaio com (a) óleo mineral, (b) emulsão e (c) solução sintética.....	172
Figura 4.18 – Adesão de material da peça à superfície dos segmentos abrasivos de brunimento, observada em igual proporção em ambos os tipos de segmentos. 173	
Figura 4.19 – Aspecto típico dos segmentos abrasivos de brunimento com diamante C após 60min de ensaio com (a) óleo mineral, (b) emulsão e (c) solução sintética.....	173
Figura 5.1 – Correlação entre experimentos realizados em bancada de testes com aqueles realizados em brunidora.	178
Figura 5.2 – Taxa de remoção específica e rugosidade obtidas ao longo do experimento com expansão hidráulica da ferramenta de brunir.	179
Figura 5.3 – Valores de Z” e R_z obtidos ao longo do experimento com expansão mecânica da ferramenta de brunir. Ligante X, $v_c=120m/min$	181
Figura 5.4 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/X/50, $v_c=120m/min$, óleo mineral (B1) e emulsão (B2).....	181
Figura 5.5 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/50, utilizados (a) com óleo mineral (B1) e com (b) emulsão (B2).	182
Figura 5.6 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/50, utilizados com óleo mineral (B1).....	183
Figura 5.7 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/50, utilizados com emulsão (B2).....	183
Figura 5.8 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/Y/50, $v_c=120m/min$, óleo mineral (B3) e emulsão (B4), comparados com os resultados de G das condições com ligante X (B1 e B2).	185
Figura 5.9 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Y/50, utilizados (a) com óleo mineral e (b) com emulsão.....	186
Figura 5.10 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Y/50, utilizados com óleo mineral (B3).....	187
Figura 5.11 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Y/50, utilizados com emulsão (B4).....	187

Figura 5.12 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/Z/50, $v_c=120\text{m/min}$, óleo mineral (B5) e emulsão (B6), comparados com os resultados de G das condições com ligante X (B1 e B2) e com ligante Y (B3 e B4).	188
Figura 5.13 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados (a) com óleo mineral (B5) e (b) com emulsão (B6).	190
Figura 5.14 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados com óleo mineral (B5).	191
Figura 5.15 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados com emulsão (B6).	191
Figura 5.16 – Pressão de contato entre o segmento abrasivo de brunimento e a superfície da peça (experimentos realizados na brunidora VS-10 80).	192
Figura 5.17 – Resultados de R_z obtidos em condições com diferentes tipos de ligantes e fluidos de corte.	193
Figura 5.18 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/X/75, $v_c=120\text{m/min}$, óleo mineral (B9) e emulsão (B10), comparadas com D181/C/X/50 (B1 e B2)...	195
Figura 5.19 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/75, utilizados (a) com óleo mineral e (b) com emulsão.	195
Figura 5.20 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/75, utilizados com óleo mineral (B9).	196
Figura 5.21 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/75, utilizados com emulsão (B10).	196
Figura 5.22 – Influência da concentração de abrasivos na rugosidade da peça.	197
Figura 5.23 – Diamante C vs. Diamante D ($v_c=120\text{m/min}$, emulsão).	199
Figura 5.24 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento (a) com diamante C (B6) e (b) com diamante D (B11), empregados com emulsão e $v_c=120\text{m/min}$	199
Figura 5.25 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/D/Z/50, utilizados com emulsão (B11).	200
Figura 5.26 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/Z/50 para $v_c=120\text{m/min}$ e 250m/min , com emprego de óleo mineral e emulsão, na brunidora VS8-60 SV-NC.	201
Figura 5.27 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados à $v_c=250\text{m/min}$, (a) com óleo mineral e (b) com emulsão.	203

Figura 5.28 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados com óleo mineral (B7).	204
Figura 5.29 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados com emulsão (B8).	204
Figura 5.30 – Influência da velocidade de corte na rugosidade da peça.	205
Figura 5.31 – Pressão nominal de contato para experimentos com ligante do tipo Z, com velocidade de corte de 120 e 250m/min.	206
Figura 5.32 – Perfis de rugosidade medidos em diferentes segmentos abrasivos de brunimento.	209
Figura 5.33 – Temperatura da peça durante e após o brunimento (próximo à parede interna do cilindro).	211
Figura 5.34 – Temperatura da peça durante e após o brunimento (parede externa da peça).	213
Figura 5.35 – Representação gráfica dos desvios de forma para corpo-de-prova brunido sob condição B5 (ligante Z, óleo mineral, 120m/min).	215
Figura 5.36 – Representação gráfica dos desvios de forma para corpo-de-prova brunido sob condição B6 (ligante Z, emulsão, 120m/min).	216
Figura 5.37 – Representação gráfica dos desvios de forma para corpo-de-prova brunido sob condição B7 (ligante Z, óleo mineral, 250m/min).	216
Figura 5.38 – Representação gráfica dos desvios de forma para corpo-de-prova brunido sob condição B8 (ligante Z, emulsão, 250m/min).	217
Figura 5.39 – Vida de ferramenta obtida para diferentes condições experimentais ⁵⁸ .	218
Figura 5.40 – Pressão de contato para diferentes condições experimentais.	219
Figura 5.41 – Rugosidade R_z medida em peças brunidas sob diferentes condições experimentais ⁵⁸ .	220
Figura 6.1 – Comparativo de vida das ferramentas empregadas em camisas de cilindros e em blocos de motores.	224
Figura 6.2 – Pressão de contato dos experimentos em blocos de motores e camisas de cilindro.	225
Figura 6.3 – Rugosidade das peças após brunimento de desbaste.	226
Figura 6.4 – Resultados de rugosidade obtidos ao longo das etapas do processo.	227
Figura 6.5 – Impressões da superfície brunida em acabamento.	228

Figura 6.6 – Máxima ovalização das medidas a 0 e 90°, em 5 alturas, medida com comparador digital de diâmetros, em blocos de motores (a) antes e (b) após brunimento de desbaste, na condição C1.....	229
Figura 6.7 – Máxima ovalização das medidas a 0 e 90°, em 5 alturas, medida com comparador digital de diâmetros, em blocos de motores (a) antes e (b) após brunimento de desbaste, na condição C2.....	230
Figura 6.8 – Exemplos de medições de erros de forma em cilindros mandrilados em desbaste.	232
Figura 6.9 – Exemplos de medições de erros de forma em cilindros brunidos em desbaste.	233
Figura 6.10 – Evolução dos erros de forma do cilindro ao longo das etapas do processo.	234
Figura 6.11 – Comparativo da composição de custos na usinagem de cilindros sob diferentes estratégias de fabricação.	242

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Parâmetros de usinagem para mandrilamento de cilindros em ferro fundido vermicular, utilizando ferramentas com insertos múltiplos de metal-duro – Audi (KASSACK; REUTER, 2002).....	45
Tabela 2.2 – Características físicas de óleo mineral integral e água (BOOR, 1989a).....	62
Tabela 2.3 – Exemplos de aplicação de brunimento com altas taxas de remoção de material (HAASIS, 1980).....	91
Tabela 2.4 – Brunimento de desbaste com restrição de graus de liberdade da ferramenta (SCHMID, 2005b)	97
Tabela 2.5 – Resultados típicos de rugosidade obtidos no brunimento platô convencional e <i>helical slide honing</i> (SCHMID, 2006).....	102
Tabela 3.1 – Resultados quantitativos dos ensaios metalográficos	111
Tabela 3.2 – Resultados de ensaios de dureza e de tração.	111
Tabela 3.3 – Características físicas dos fluidos de corte empregados.....	119
Tabela 3.4 – Resultados quantitativos dos ensaios metalográficos	127
Tabela 3.5 – Resultados de ensaios de dureza e de tração.	127
Tabela 3.6 – Principais propriedades qualitativas dos ligantes testados.....	133
Tabela 3.7 – Resultados quantitativos dos ensaios metalográficos.	143
Tabela 3.8 – Resultados de ensaios de dureza e de tração.	143
Tabela 3.9 – Codificação das condições experimentais: (a) Etapa 1, (b) Etapa 2 e (c) Etapa 3.....	149
Tabela 5.1 – Resultados médios de rugosidade obtidos à $v_c=120\text{m/min}$	193
Tabela 5.2 – Valores médios das distâncias entre os pontos máximos e mínimos dos perfis de rugosidade. Intervalos calculados para nível de confiança de 95%.	208
Tabela 5.3 – Resultados de medições de forma nos corpos-de-prova brunidos com ligante do tipo Z (intervalo para 95% de confiança).	215
Tabela 6.1 – Rugosidade dos cilindros antes e após o brunimento de desbaste (C1).....	225
Tabela 6.2 – Resultados médios de erros de forma obtidos ao longo das etapas de usinagem.....	235
Tabela 6.3 – Comparação dos processos de mandrilamento e brunimento.	238

Tabela 6.4 – Parâmetros tecnológicos para cálculos comparativos de custos de fabricação de um bloco de motor com 6 cilindros.	239
Tabela 6.5 – Cálculo de custos de ferramentas consumíveis.	240
Tabela 6.6 – Composição dos custos para os três diferentes métodos de usinagem de cilindros.	241

LISTA DE QUADROS

Quadro 2.1 – Exemplo de brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular (SCHMID, 1997b).....	94
Quadro 2.2 – Parâmetros de usinagem empregados no brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular (KLINK; FLORES, 2000).....	95
Quadro 2.3 – Exemplo de parâmetros de processo para brunimento de acabamento de cilindros em ferro fundido vermicular (KLINK; FLORES, 1999).....	104

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CAPES	Fundação Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior;
CBN	Nitreto de boro cúbico;
DAAD	Serviço Alemão de Intercâmbio Acadêmico (<i>Deutscher Akademischer Austauschdienst</i>);
E.V.A.	Indicador econômico denominado <i>Economic Value Added</i> ;
NA	Não aplicável;
ND	Não disponível;
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino;
PCD	Diamante policristalino;
PPGEM	Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica
U.M.	Unidade monetária;
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina;
UFU	Universidade Federal de Uberlândia.
UNICAMP	Universidade Estadual de Campinas

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Unidade	Descrição
α	[°]	Ângulo de cruzamento dos sulcos de brunimento;
β	graus	Ângulo de direção da força de corte no plano tangencial;
δ	[°]	Ângulo do cone da ferramenta;
ΔT	[°C]	Diferença de temperatura da peça em relação à temperatura inicial;
ΔT_i	[°C]	Diferença de temperatura em relação à temperatura inicial, em diferentes regiões da peça;
μ	[variável]	Intervalo da média para 95% de confiança;
σ_E	[MPa]	Tensão limite de escoamento;
σ_R	[MPa]	Tensão limite de resistência;
A	[mm ²]	Área total de contato entre os segmentos abrasivos de brunimento e a peça;
\bar{A}_{cS}	[mm ²]	Seção de usinagem média por grão;
\bar{a}_i	[mm]	Profundidade de corte nominal por segmento abrasivo;
\bar{a}_{ic}	[mm]	Profundidade crítica de corte nominal por segmento abrasivo;
a_p	[mm]	Profundidade de corte;
A_z	[mm ²]	Área de contato entre um dos segmentos abrasivos da ferramenta e a peça;
b	[mm]	Largura dos segmentos abrasivos de brunimento;
d	[mm]	Diâmetro médio do cilindro, correspondendo à média entre d_1 e d_2 ;
d_1	[mm]	Diâmetro do cilindro antes do brunimento;
d_2	[mm]	Diâmetro do cilindro após o brunimento;
F	[N]	Força de corte resultante de F_{ca} , F_{ct} e F_{cN} ;
F_a	[N]	Força axial exercida pela máquina sobre o cone de expansão da ferramenta;
F_c	[N]	Força de corte resultante de F_{ca} e F_{ct} ;
F_{ca}	[N]	Força de corte axial;
F_{cN}	[N]	Força de corte normal à superfície brunida;
F_{ct}	[N]	Força de corte tangencial;
G	[adimensional]	Relação que quantifica a vida dos segmentos abrasivos

		de brunimento;
h	[mm]	Comprimento dos segmentos abrasivos de brunimento;
K_s	[N/mm ²]	Força específica de corte;
l	[mm]	Comprimento do cilindro;
M_c	[N.m]	Momento torçor de corte;
MR1	[%]	Percentual de material menor;
MR2	[%]	Percentual de material maior;
N_{actA}	[grãos/mm ²]	Numero de grãos ativos por unidade de área;
P_c	[W]	Potência de corte;
P_s	[N/mm ²]	Pressão de contato entre os segmentos abrasivos de brunimento e a peça;
Q	[mm ³]	Volume de material removido da peça durante uma operação de brunimento;
R_a	[μ m]	Desvio médio aritmético de rugosidade;
R_k	[μ m]	Profundidade da rugosidade central;
R_{pk}	[μ m]	Altura reduzida dos picos de rugosidade;
R_t	[μ m]	Altura máxima do perfil de rugosidade;
R_{vk}	[μ m]	Profundidade reduzida de vales de rugosidade;
R_z	[μ m]	Profundidade média de rugosidade;
s	[variável]	Desvio padrão;
t	[s]	Tempo efetivo de brunimento;
T_e	[°C]	Temperatura na superfície externa da peça;
T_i	[°C]	Temperatura da peça a 1mm da superfície interna do cilindro;
T_o	[°C]	Temperatura da peça no início do experimento;
U	[J]	Energia total necessária ao brunimento;
v_c	[m/min]	Velocidade de corte;
v_{ca}	[m/min]	Velocidade de corte axial;
v_{ct}	[m/min]	Velocidade de corte tangencial;
V_h	[mm ³]	Volume de material desgastado dos segmentos abrasivos de brunir;
V_w	[mm ³]	Somatória do volume de material removido da(s) peça(s);
\bar{x}	[variável]	Média aritmética;
$\bar{\bar{x}}$	[variável]	Média aritmética das médias;
Z	[mm ³ /s]	Taxa de remoção de material;

- z [insertos ou segmentos abrasivos] Número de insertos ou segmentos abrasivos de brunir na ferramenta;
- Z" [$\text{mm}^3/(\text{mm}^2 \cdot \text{s})$] Taxa de remoção de material específica.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	29
1.1	Objetivos.....	32
1.2	Justificativa	33
2	CONSTRUÇÃO DO REFERENCIAL PARA PESQUISA	36
2.1	Processos de usinagem de blocos de motores	36
2.2	Usinagem de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular.....	39
2.2.1	<i>Processo de mandrilamento de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular</i>	40
2.2.1.1	<i>Mandrilamento com insertos múltiplos de metal-duro</i>	42
2.2.1.2	<i>Mandrilamento com insertos rotativos</i>	42
2.2.1.3	<i>“Freso-mandrilamento”</i>	43
2.2.1.4	<i>Mandrilamento com insertos de PCD</i>	44
2.2.2	<i>Possibilidades de otimização do processo de usinagem dos cilindros</i>	46
2.3	Grandezas de entrada e características do processo de brunimento..	47
2.3.1	<i>Geometria da peça</i>	48
2.3.2	<i>Caracterização da ferramenta e dos segmentos abrasivos de brunimento</i>	50
2.3.2.1	<i>Ferramenta para brunimento de curso longo convencional</i>	50
2.3.2.2	<i>Material dos grãos abrasivos</i>	51
2.3.2.3	<i>Tamanho de grão do abrasivo</i>	54
2.3.2.4	<i>Ligantes</i>	55
2.3.2.5	<i>Concentração de abrasivos</i>	56
2.3.2.6	<i>Geometria dos segmentos abrasivos de brunimento</i>	56
2.3.3	<i>Velocidade de corte</i>	58
2.3.4	<i>Expansão da ferramenta</i>	60
2.3.5	<i>Fluidos de corte no processo de brunimento</i>	61
2.3.5.1	<i>Funções dos fluidos de corte em brunimento</i>	61
2.3.5.2	<i>Tipos de fluidos de corte</i>	62
2.3.5.3	<i>Impacto ambiental dos fluidos de corte de brunimento</i>	65

2.3.5.4	<i>Características dos fluidos de corte e sua influência no processo de brunimento</i>	66
2.3.6	<i>Mecanismos de formação de cavacos</i>	68
2.3.7	<i>Forças de usinagem no brunimento</i>	69
2.3.8	<i>Quantificação do desempenho dos segmentos abrasivos de brunimento</i>	72
2.3.9	<i>Formas de desgaste de segmentos abrasivos de brunimento</i>	74
2.3.9.1	<i>Cegamento do grão abrasivo</i>	74
2.3.9.2	<i>Arrancamento do grão abrasivo</i>	77
2.3.9.3	<i>Microfratura do grão abrasivo</i>	78
2.3.9.4	<i>Desgaste do ligante</i>	79
2.3.10	<i>Temperatura no brunimento</i>	79
2.3.10.1	<i>Métodos de avaliação da temperatura</i>	80
2.3.10.2	<i>Efeitos da variação de parâmetros de brunimento na temperatura da peça</i>	82
2.4	<i>Simulação do brunimento em bancadas de testes</i>	86
2.5	<i>Brunimento de ferro fundido vermicular</i>	90
2.5.1	<i>Brunimento de desbaste como alternativa para eliminação de etapas de mandrilamento</i>	90
2.5.2	<i>Brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular</i>	93
2.5.3	<i>Ferro fundido vermicular vs. cinzento</i>	98
2.5.4	<i>Brunimento de acabamento</i>	99
2.5.4.1	<i>“UV-Laser”</i>	100
2.5.4.2	<i>“Helical Slide Honing”</i>	101
2.5.4.3	<i>“Laser Structuring”</i>	102
2.5.4.4	<i>Brunimento platô</i>	104
2.6	<i>Considerações referentes ao Estado da Arte</i>	105
3	MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E MÉTODOS	107
3.1	<i>Etapa 1 – Experimentos em bancada de testes</i>	108
3.1.1	<i>Bancada de testes</i>	108
3.1.2	<i>Caracterização dos corpos-de-prova</i>	110
3.1.3	<i>Experimentos realizados na bancada experimental</i>	111
3.1.4	<i>Acompanhamento dos resultados</i>	120

3.2	Etapa 2 – Experimentos com camisas de cilindros	123
3.2.1	<i>Equipamentos de brunimento</i>	<i>124</i>
3.2.2	<i>Caracterização dos corpos-de-prova tipo camisas de cilindro ...</i>	<i>126</i>
3.2.3	<i>Taxa de remoção para o brunimento de desbaste.....</i>	<i>128</i>
3.2.4	<i>Condições dos experimentos realizados com camisas de cilindros</i>	<i>131</i>
3.2.5	<i>Acompanhamento dos resultados</i>	<i>136</i>
3.3	Etapa 3 – Experimentos de brunimento em blocos de motores	141
3.3.1	<i>Equipamentos de brunimento</i>	<i>141</i>
3.3.2	<i>Caracterização dos blocos de motores</i>	<i>141</i>
3.3.3	<i>Condições dos experimentos realizados com blocos de motores.....</i>	<i>143</i>
3.3.4	<i>Brunimento de acabamento dos blocos de motores.....</i>	<i>146</i>
3.3.5	<i>Acompanhamento dos resultados</i>	<i>146</i>
3.4	Análise de viabilidade econômica	147
3.5	Considerações referentes ao Método utilizado.....	148
4	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS EM TESTES DE BANCADA	151
4.1	Características do processo	151
4.2	Efeito da pressão de contato	155
4.3	Efeito do tipo de diamante	158
4.4	Efeito da velocidade de corte	161
4.5	Efeito do tipo de fluido de corte	166
4.6	Síntese dos resultados obtidos em bancada experimental	174
5	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS COM CAMISAS DE CILINDROS EM BRUNIDORA.....	177
5.1	Brunimento com expansão hidráulica vs. expansão mecânica	177
5.2	Resultados com diferentes ligantes.....	179
5.2.1	<i>Ligante do tipo X.....</i>	<i>180</i>
5.2.2	<i>Ligante do tipo Y.....</i>	<i>184</i>
5.2.3	<i>Ligante do tipo Z.....</i>	<i>188</i>
5.3	Efeito da concentração de abrasivos da ferramenta	194
5.4	Influência do tipo de diamante.....	198

5.5	Resultados com maiores velocidades de corte	200
5.6	Avaliação da textura dos segmentos abrasivos de brunimento	207
5.7	Influência dos parâmetros de processo na temperatura da peça	210
5.8	Erros de forma obtidos em corpos-de-prova brunidos em desbaste	214
5.9	Síntese dos resultados obtidos com camisas de cilindros em brunidora	218
6	APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS DOS EXPERIMENTOS DE BRUNIMENTO EMPREGANDO BLOCOS DE MOTORES	222
6.1	Avaliação da vida dos segmentos abrasivos de brunimento	222
6.2	Rugosidade das peças	225
6.3	Erros de forma dos cilindros	229
6.4	Síntese dos resultados de brunimento obtidos com blocos de motor	235
6.5	Análise da viabilidade econômica	237
6.6	Considerações referentes às seções de discussão e análise dos resultados.....	243
7	CONCLUSÕES.....	245
7.1	Proposições para novos trabalhos	247
	REFERÊNCIAS.....	249
	APÊNDICE A – Curvas de correlação de força axial na haste de expansão da brunidora vs. limite de torque programado do motor de passos.	263

1 INTRODUÇÃO

O ferro fundido vermicular tem apresentado uma crescente aceitação na indústria automobilística, demonstrando possibilidades de utilização em diversos componentes automotivos, que normalmente são fabricados em ferro fundido cinzento, tais como discos de freio, coletores de escapamento, cabeçotes de motores e, principalmente, blocos de motores diesel (GUESSER; GUEDES, 1997; MARQUARD et al., 1998; RÖHRIG, 2000).

Bormann (2002), baseando-se nas estimativas de demanda de projetos de novos motores, estimou um rápido crescimento da parcela de mercado de blocos de motores em ferro fundido vermicular. O início de produção seriada dos referidos blocos de motores, bem como o desenvolvimento de novos projetos por diferentes empresas da indústria automobilística, confirmam as previsões de participação crescente desse material na fabricação de motores diesel (DAWSON, 2005; KOCHAN, 2005). Os novos desenvolvimentos não envolvem somente a indústria automobilística europeia, mas também a americana, que tradicionalmente possui pouca aceitação de mercado para motores diesel em automóveis (DAWSON, 2005).

A aplicação do ferro fundido vermicular em blocos de motores diesel deve-se, basicamente, aos fatores desempenho, eficiência e nível de emissões de poluentes do motor (DAWSON, 2005). Os motores diesel modernos caracterizam-se por apresentar menores níveis de emissão de hidrocarbonetos e monóxido de carbono, além de uma maior eficiência energética, em relação aos motores a gasolina e gás natural, quando submetidos ao mesmo regime de operação. Podem mostrar desvantagem apenas em relação a óxidos de nitrogênio e particulados, o que tem sido minimizado pelo uso de catalisadores e filtros (McCANN; CUTTER, 2002; DIESEL TECHNOLOGY FORUM, 2001). O ferro fundido vermicular permite a fabricação de motores diesel com uma combustão ainda mais eficiente e com melhor desempenho, pois admite maiores pressões na câmara de combustão, devido às suas melhores propriedades mecânicas, em relação ao ferro fundido cinzento. Simultaneamente, possibilita redução nas espessuras de paredes do bloco, tornando o motor mais compacto e mais leve, refletindo na redução do peso da estrutura do veículo (HICK; LANGMAYR, 2000).

Em carros de passeio, a redução do peso do veículo é um fator-chave para atender à demanda de otimização no consumo de combustível. Em veículos com plataformas comuns, o tamanho do maior dos motores utilizados determina as dimensões e a estrutura de toda a família de veículos. Sob esse ponto de vista, o projeto otimizado do motor quanto às suas dimensões externas é particularmente importante para motores maiores. O emprego do ferro fundido vermicular consiste em uma solução para a obtenção de motores com densidade de potência elevada, para os padrões de motores de combustão interna alternativos, o que se evidencia pelos recentes desenvolvimentos da indústria automobilística (SCHOEFFMANN et al., 2003).

No que se refere à usinagem de blocos de motores em ferro fundido vermicular, muitos estudos têm sido realizados com o objetivo comum de aproximar o custo e produtividade de usinagem ao custo e produtividade de fabricação de blocos em ferro fundido cinzento. Para a maioria dos processos de usinagem, as ferramentas e os métodos de usinagem foram readequados visando usinagem econômica e produtiva do ferro fundido vermicular. O processo de usinagem caracteristicamente mais divergente, quando comparado ao ferro fundido cinzento, ainda é, sem dúvida, o mandrilamento dos cilindros (REUTER, 2003). Esse é atualmente realizado no ferro fundido vermicular, na maioria dos casos, com ferramentas de múltiplos insertos de metal-duro, implicando menor produtividade e maior custo de fabricação, em comparação a processos equivalentes em ferro fundido cinzento (GODINHO, 2007).

As pesquisas realizadas até o presente momento indicam que ainda não existe uma solução otimizada para a usinagem de cilindros em ferro fundido vermicular. As soluções atuais de mandrilamento são perfeitamente desenvolvidas do ponto de vista de qualidade da peça, porém, com grande espaço para melhorias de produtividade.

No processo global de usinagem dos cilindros de um bloco de motor, tem-se um grande número de etapas de usinagem, normalmente compreendidas por três etapas de mandrilamento, seguidas por outras três etapas de brunimento. A operação de mandrilamento dos cilindros, que no caso do ferro fundido vermicular apresenta restrições, é realizada geralmente em três passes ao longo do processo de fabricação, ou em pelo menos duas etapas em situações nas quais uma só ferramenta de mandrilar conjugada realiza as operações de semi-acabamento e de

acabamento simultaneamente. Sob essa perspectiva, o brunimento apresenta-se como uma possibilidade para minimizar o impacto negativo do processo de mandrilamento, através da substituição ou mesmo eliminação das etapas intermediária e final de mandrilamento pelo processo de brunimento de desbaste.

Propõe-se, neste trabalho, o desenvolvimento do brunimento de desbaste de tal modo que esse não compreenda uma operação adicional de brunimento, mas sim uma adequação do brunimento de desbaste já realizado, de forma a reduzir o número total de operações de usinagem.

Na fabricação de blocos de motores, o brunimento define as características tribológicas da superfície do cilindro e seu domínio é de grande importância para os fabricantes de blocos de motores e para a indústria automobilística, em virtude da sua importância técnica para o bom funcionamento e desempenho dos motores. As características da superfície brunida dos cilindros têm forte influência na durabilidade do motor, no tempo de amaciamento, no consumo de óleo lubrificante e de combustível (KÖNIG, 1980; PRIEST; TAYLOR, 2000). Apesar da grande relevância da superfície brunida dos cilindros e da complexidade do processo de obtenção dessas superfícies, o brunimento do ferro fundido vermicular é um campo de estudos ainda muito pouco explorado, o que se verifica pelo reduzido número de desenvolvimentos e de publicações nessa área do conhecimento.

O presente trabalho de tese objetiva contribuir na proposição e desenvolvimento de soluções alternativas de usinagem de cilindros de blocos de motores no referido material. O foco da pesquisa será dado ao processo de brunimento, mais especificamente à primeira etapa desse, denominada brunimento de desbaste, a fim de adaptá-la a uma condição de remoção de material muito superior à usual, de modo a eliminar as etapas finais de mandrilamento, as quais apresentam restrições de vida de ferramenta e de produtividade nessa aplicação.

Nesse contexto, esta tese tem como inovação e contribuição para o avanço do conhecimento o desenvolvimento da tecnologia de brunimento como uma solução alternativa para a usinagem de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular, que atenda tanto aos aspectos técnicos quanto aos aspectos econômicos, isto é, a usinagem de componentes de alto desempenho tribológico mediante a utilização de processos otimizados.

Para a viabilização do presente trabalho, estabeleceu-se uma parceria entre: a

Universidade Federal de Santa Catarina¹ e a Empresa Tupy Fundições², no Brasil, e a *Technische Universität Darmstadt*³ e a Empresa Nagel⁴, na Alemanha. Esta parceria agregou instituições com interesse comum no tema proposto, com destaque à Empresa Tupy Fundições, uma das grandes fabricantes mundiais de blocos de motores em ferro fundido vermicular, e à Empresa Nagel, que ocupa posição de grande destaque também mundial na fabricação e desenvolvimento de máquinas e ferramentas de brunimento. Com o suporte das duas Universidades, gerou-se um ambiente muito favorável ao desenvolvimento tecnológico em uma área de conhecimento de certo modo restrita a um reduzido número de empresas fabricantes de máquinas e ferramentas de brunir. O projeto contou ainda com o suporte do programa CAPES/DAAD de intercâmbio acadêmico Brasil/Alemanha. A união desses diversos parceiros e elementos constituiu assim fator fundamental para a realização da pesquisa proposta, bem como para o alcance dos objetivos do trabalho, os quais são detalhados a seguir.

1.1 Objetivos

O objetivo geral da presente tese consiste em propor e viabilizar tecnicamente uma solução alternativa para a usinagem de cilindros de blocos de motores produzidos em ferro fundido vermicular. Essa solução deverá contemplar a redução de custos de fabricação desses blocos de motores com a eliminação das etapas de mandrilamento de semi-acabamento e mandrilamento de acabamento do processo de usinagem, viabilizada pelo desenvolvimento e ampliação da função da primeira etapa de brunimento denominada brunimento de desbaste.

Dentre os objetivos específicos, salientam-se:

- ✓ Obter, no processo de brunimento, taxas de remoção de material específicas aproximadamente dez vezes maiores em relação ao processo

¹ Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). Localizada em Florianópolis – SC.

² Empresa Tupy Fundições Ltda. Localizada em Joinville – SC, fabricante de produtos fundidos e usinados para a indústria automobilística.

³ *Technische Universität Darmstadt*. Localizada em Darmstadt – Alemanha, possui relevância nas pesquisas de usinagem de ferro fundido vermicular através do Instituto PTW (*Institut für Produktionsmanagement, Technologie und Werkzeugmaschinen*).

⁴ *Nagel Maschinen und Werkzeug- Fabrik GmbH*. Localizada em Nürtingen – Alemanha, fabricante de máquinas e ferramentas de brunimento.

tradicional de brunimento de cilindros;

- ✓ Desenvolver o processo de brunimento visando atingir aceitável vida de ferramenta quando submetida à elevada taxa de remoção de material;
- ✓ Analisar o impacto de variáveis de processo como tipo de diamante, tipo de ligante, tipo de fluido de corte e outros, no resultado do brunimento;
- ✓ Definir estratégias de brunimento que permitam atingir níveis aceitáveis de deformação no cilindro quando brunido a elevadas taxas de remoção de material, sem o comprometimento da vida da ferramenta;
- ✓ Validar tecnicamente a solução de usinagem proposta em blocos de motores em ferro fundido vermicular;
- ✓ Validar economicamente a solução proposta, por meio de análises de custo baseadas em retorno de investimento e custo por peça.

1.2 Justificativa

A indústria catarinense possui projeção mundial na fabricação de fundidos. Tal projeção deve-se principalmente à forte presença da Empresa Tupy Fundições no mercado automotivo, a qual possui uma longa tradição e larga experiência no ramo. Tem um faturamento anual de 1,9 bilhões de reais, dos quais cerca de 60% provêm de vendas ao mercado externo, com uma produção anual de 470 mil toneladas em peças, gerando mais de 8 mil empregos diretos no Brasil (TUPY, 2005).

Essa Empresa possui grande relevância mundial na fabricação de blocos de motores em ferro fundido vermicular. Em 2001, iniciou o desenvolvimento de um bloco de motor V6 para a *Ford Motor Company*, que foi o primeiro bloco em ferro fundido vermicular produzido em larga escala. Desde então a Empresa tem realizado muitos novos projetos de desenvolvimento de blocos de motores em ferro fundido vermicular, sendo um importante elemento no cenário mundial em que há uma forte tendência na demanda por esse material na fabricação de motores diesel de alta tecnologia (DAWSON, 2005).

Os mencionados projetos têm gerado uma necessidade de desenvolvimentos específicos da tecnologia de fundição e de usinagem desse material, constituindo uma linha de pesquisa envolvendo a Empresa Tupy Fundições e universidades, com

destaque à Universidade Federal de Santa Catarina. Essa linha de pesquisa tem apresentado como resultado o desenvolvimento de tecnologia de fabricação de blocos de motores em ferro fundido vermicular, com geração de artigos especializados e dissertações de mestrado, referentes a processos de furação, torneamento e mandrilamento de cilindros (MOCELLIN, 2002; XAVIER, 2003; ANDRADE, 2005; GODINHO, 2007). Além desses, outros trabalhos encontram-se em andamento, desenvolvendo ferramentas e processos de mandrilamento, fresamento, alargamento e furação, no escopo de um projeto do Programa Verde-Amarelo (FINEP, 2004) e ligados ao Instituto Fábrica do Milênio (INSTITUTO FÁBRICA DO MILÊNIO, 2007). A linha de pesquisa envolve ainda um trabalho de doutorado para o desenvolvimento de ferramentas cerâmicas para mandrilamento de cilindros em desenvolvimento em parceria UFSC/PTW²/TUPY, além de uma dissertação de mestrado, em desenvolvimento, na área de brunimento de cilindros, em parceria ITA⁵/TUPY (GOMES et al., 2007).

Desenvolvimentos em brunimento de cilindros em ferro fundido vermicular não constituem um interesse apenas da Tupy Fundições, mas da indústria automobilística em nível mundial, uma vez que há uma tendência cada vez maior de utilização do referido material, e muito poucas empresas têm tido a oportunidade de realizar tal processo de usinagem. Este fato contribuiu no estabelecimento de uma forte parceria com a Empresa Nagel, na Alemanha, fabricante de máquinas e ferramentas de brunimento, em função do interesse também dessa Empresa em incrementar os conhecimentos acerca do brunimento de cilindros em ferro fundido vermicular, e incorporá-los à tecnologia de suas máquinas e ferramentas.

Às necessidades das citadas empresas soma-se uma grande carência, existente no Brasil, de empresas e profissionais que dominam as técnicas de brunimento de cilindros de blocos de motores, até mesmo em ferro fundido cinzento, em decorrência das inúmeras variáveis do processo, bem como de sua complexidade, e ainda dos investimentos que seriam necessários para efetuar pesquisas nessa área.

Assim, a presente pesquisa constitui uma contribuição de grande valor para o atendimento da necessidade da Empresa Tupy Fundições, como também permite expandir os conhecimentos relativos ao brunimento de cilindros, sobretudo em

⁵ Instituto Tecnológico da Aeronáutica (ITA).

função da parceria estabelecida com a Empresa Nagel, a qual desde 1996 tem realizado desenvolvimentos em ferro fundido vermicular, e é responsável pela quase totalidade das pesquisas nessa área. Tal Empresa disponibilizou não somente a infra-estrutura laboratorial para a realização da presente pesquisa experimental, bem como participou ativamente na coordenação e definição das várias etapas da pesquisa, utilizando seu reconhecido *know how*.

O Instituto PTW, da *Technische Universität Darmstadt*, é mundialmente reconhecido como o centro de convergência das mais importantes pesquisas em usinagem de ferro fundido vermicular, em parceria com diversas indústrias automobilísticas, fundições, fabricantes de ferramentas, fabricantes de máquinas e outras instituições de pesquisa. Nesta pesquisa, o referido instituto propiciou o suporte acadêmico necessário para a viabilidade do projeto, assim como disponibilizou equipamentos de laboratório.

2 CONSTRUÇÃO DO REFERENCIAL PARA PESQUISA

Esta seção inicia com informações genéricas relativas à usinagem de blocos de motores, com o intuito de facilitar a compreensão do termo em pauta, mesmo o leitor não sendo um profundo conhecedor do assunto. Em seguida, faz-se um levantamento do estado da arte do mandrilamento de cilindros em ferro fundido vermicular, explicitando as possibilidades para o processo de usinagem proposto. A seção contempla principalmente uma análise de informações sobre o processo de brunimento correlacionadas à presente pesquisa, com ênfase nos estudos referentes ao ferro fundido vermicular.

2.1 Processos de usinagem de blocos de motores

A fabricação de blocos de motores é caracterizada pelo emprego de diferentes processos como fresamento, furação, rosqueamento, alargamento, mandrilamento e brunimento.

Na Figura 2.1 é ilustrado um bloco de motor usinado, indicando as principais operações de usinagem. As faces da peça, bem como as regiões de assento de componentes e parafusos, são submetidas ao processo de fresamento, normalmente realizado em etapas de desbaste e acabamento. O processo de furação é empregado para a obtenção de furos para a fixação e localização de componentes montados no bloco galerias de óleo, empregando brocas-canhão.

O processo de mandrilamento é empregado na usinagem de elementos de maior diâmetro, tais como cilindros e assento dos mancais do virabrequim. A operação de mandrilamento de cilindros é executada em duas ou três etapas, em razão das tolerâncias exigidas e do tipo de ferramenta empregado.

Praticamente todas as superfícies usinadas de um bloco de motor têm efeito direto em sua montabilidade, visto que se relacionam com outros componentes, pertencentes ao sistema do motor, bem como a outros sistemas do veículo. Pode-se entender que todas as características das superfícies usinadas são de fundamental importância para o bom funcionamento do motor. Entretanto, é possível destacar algumas características e classificá-las como preponderantes, em função de sua

importância para o desempenho, durabilidade e nível de emissão de poluentes do motor. Estas características estão relacionadas à montagem e ao bom funcionamento dos principais componentes montados ao bloco de motor: o cabeçote, o virabrequim e os pistões. Estes componentes relacionam-se à face de junção do cabeçote, assento dos casquilhos dos mancais principais e cilindros, respectivamente. Nesse sistema, são exigidos dos cilindros do bloco de motor características de posição e perpendicularidade em relação aos mancais do virabrequim, diâmetro, circularidade, cilindricidade e/ou retilineidade, rugosidade segundo normas específicas e ângulo de cruzamento de ranhuras do brunimento. Em um processo típico de usinagem de cilindros, as características finais de posição e perpendicularidade são definidas pela operação de mandrilamento de acabamento, enquanto as demais características de forma e textura são definidas pelo brunimento. Notadamente o brunimento sofre influência da condição do cilindro gerado pelo mandrilamento de acabamento, em relação ao erro de forma, diâmetro e rugosidade.

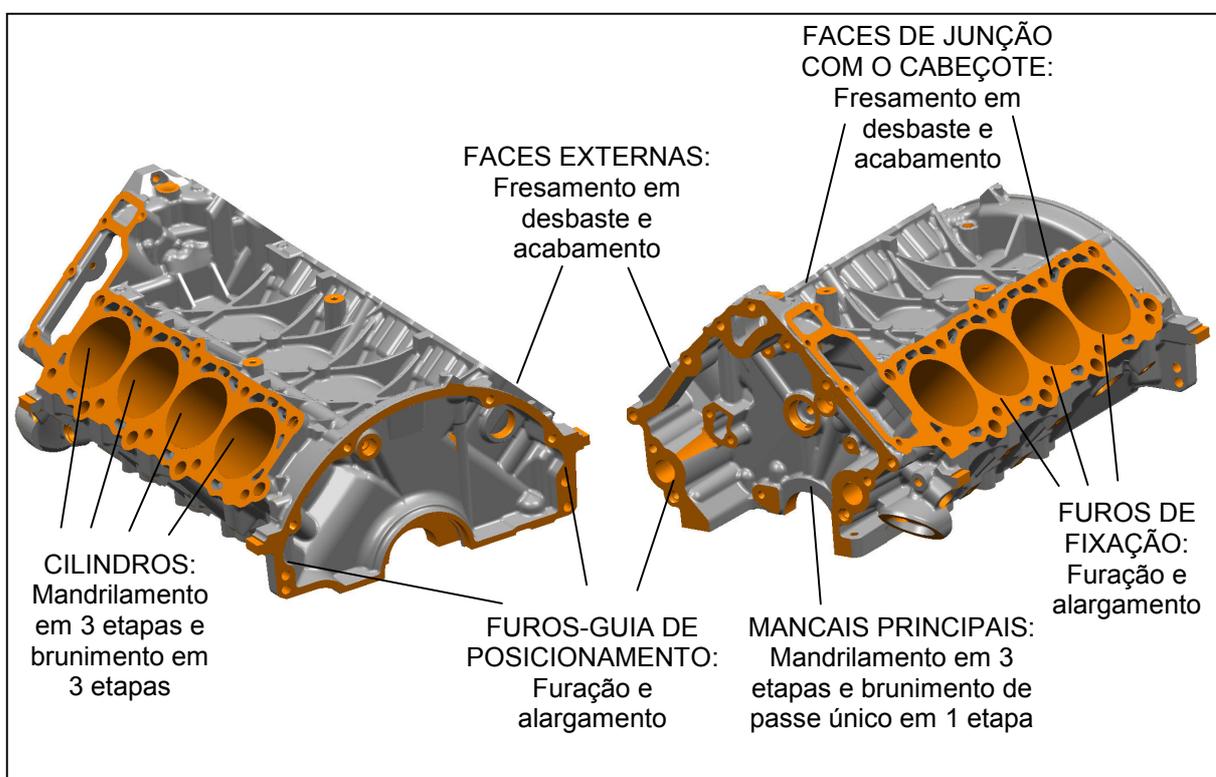


Figura 2.1 – Exemplo de um bloco de motor e os processos típicos de usinagem presentes em sua fabricação.

A usinagem dos cilindros consiste na operação de maior complexidade.

Nessa, são empregados o mandrilamento de desbaste, semi-acabamento e acabamento. Em alguns casos, as operações de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento são combinadas em uma única operação, empregando uma ferramenta que possui insertos em duas posições axiais sequenciais e diâmetros crescentes.

As tolerâncias dimensionais e as especificações de rugosidade são atingidas mediante operações de brunimento, geralmente em dois ou três estágios, definidos em virtude das exigências do produto e características do processo. No caso de motores a diesel, a grande maioria é usinada em acabamento pelo processo denominado brunimento platô, ou uma variação desse, correspondendo a um processo com três etapas: brunimento de desbaste, brunimento de base e brunimento de platô.

As ranhuras geradas pelo processo de brunimento têm a importante função de retenção de óleo na parede do cilindro e o ângulo de cruzamento das ranhuras é especificado a fim de garantir a correta lubrificação do sistema pistão-anéis-cilindro (LEÓN, 2002; KNOPF et al., 1998). O ângulo de cruzamento, indicado na Figura 2.2, é definido pela composição de velocidades axial e tangencial da ferramenta de brunir, que possui três movimentos simultâneos: oscilação axial, rotação e expansão radial dos segmentos abrasivos de brunimento.

Kassack e Reuter (2002) citam que, na usinagem de blocos de motores em ferro fundido vermicular, as operações de usinagem podem ser divididas em dois grupos: um compreende os processos de furação, rosqueamento e brunimento, nos quais se pode empregar os mesmos conceitos de máquinas e ferramentas aplicáveis ao ferro fundido cinzento; o outro é compreendido pelos processos de fresamento e mandrilamento, para os quais os conceitos de máquinas e, especialmente, de ferramentas, aplicáveis ao ferro fundido cinzento, não se estendem ao ferro fundido vermicular.

A notória dificuldade, principalmente na operação de mandrilamento dos cilindros, motivou diversas pesquisas na área, como será discutido na próxima subseção. O brunimento, como operação de acabamento, foi considerado menos crítico, e poucas pesquisas foram realizadas com esse processo. O brunimento aparece, todavia, como uma possibilidade para minimizar as dificuldades do mandrilamento, através da eliminação de etapas de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento, conforme a proposta da presente tese.

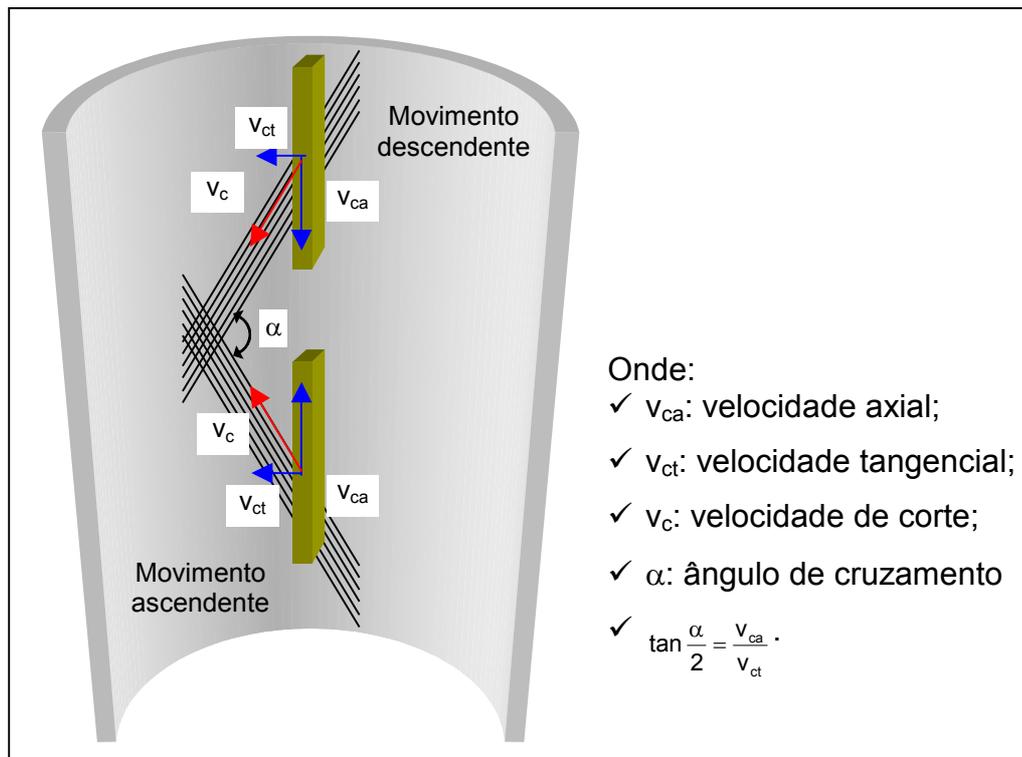


Figura 2.2 – Velocidades presentes no brunimento de curso longo convencional e formação do ângulo de cruzamento (König, 1989).

A parte seguinte desta seção trata do mandrilamento de cilindros para o caso particular do ferro fundido vermicular, ressaltando as principais dificuldades encontradas para a realização desse processo.

2.2 Usinagem de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular

Os experimentos iniciais para a introdução de blocos de motores em ferro fundido vermicular em linhas de produção com máquinas *transfer*, efetuados na Empresa Opel, foram marcados por dificuldades de grande monta, sobretudo nas operações de mandrilamento de cilindros. Tais operações são tradicionalmente realizadas em blocos de motores em ferro fundido cinzento por ferramentas de cerâmica e CBN, que permitem elevadas velocidades de corte e alta produtividade (OPEL, 1997 apud KOPPKA; ABELE, 2003).

O severo desgaste verificado nas ferramentas de mandrilar ferro fundido vermicular tem motivado pesquisas, desde 1995, com o objetivo de identificar os

mecanismos de desgaste das ferramentas, assim como encontrar soluções econômicas para a usinagem de blocos de motores em ferro fundido vermicular, envolvendo institutos de pesquisa, indústrias automobilísticas, fundições, fabricantes de ferramentas e fabricantes de máquinas. Esse desenvolvimento é sumarizado na subseção seguinte.

2.2.1 Processo de mandrilamento de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular

Nos testes iniciais de mandrilamento de cilindros em linhas *transfer* com ferramentas de PCBN, observou-se no mandrilamento de desbaste de ferro fundido vermicular uma redução da vida da ferramenta para cerca de 5% em relação à aplicação em ferro fundido cinzento. No processo de mandrilamento de acabamento, a vida também não foi maior do que 10% da vida do cinzento (OPEL, 1997 apud KOPPKA; ABELE, 2003).

As significativas diferenças de usinabilidade entre os ferros fundidos vermicular e cinzento foram avaliadas por pesquisadores da Universidade de Darmstadt (GASTEL et al., 2000; REUTER et al., 2000). Verificaram que a razão mais provável para a diferença de usinabilidade entre os dois materiais a altas velocidades é a formação da camada protetora de sulfetos de manganês (MnS) sobre a ferramenta, a qual se forma na usinagem de ferro fundido cinzento a elevadas velocidades de corte (REUTER et al., 2000). Segundo essa teoria, a camada de MnS formada em altas velocidades propicia uma significativa redução do coeficiente de atrito e, principalmente, atua como uma barreira para os fenômenos de oxidação e difusão, potencializados em altas temperaturas.

Estudos realizados com ferros fundidos maleáveis também ressaltam a melhora da usinabilidade do material com o aumento de MnS. Para velocidades entre 140 m/min e 250 m/min, aumentos na quantidade de MnS melhoram a quebra de cavacos e diminuem as forças de corte em até 30% (BOEHS, 1979; KÖNIG; KLOCKE, 1997).

O tipo de corte, contínuo ou intermitente, é outro fator de influência significativa nos desgastes por oxidação e difusão. No corte contínuo (torneamento,

mandrilamento), a ferramenta permanece mais tempo em contato com o material da peça, facilitando esses mecanismos de desgaste. No corte intermitente (fresamento), a difusão e a oxidação são menos intensas (DAWSON et al., 1999).

O estudo realizado por Cohen et al. (2000) auxilia no entendimento do acentuado desgaste das ferramentas de corte contínuo, através do estudo do mecanismo de formação de cavaco no ferro fundido cinzento. Nesse material, pela configuração e geometria das lamelas de grafita, mesmo processos de corte macroscopicamente contínuos correspondem, microscopicamente, a um corte intermitente. Fragmentos de cavaco são arrancados à frente da ferramenta de modo que não há um contato contínuo desse com a face da ferramenta, conforme mostrado esquematicamente na Figura 2.3.

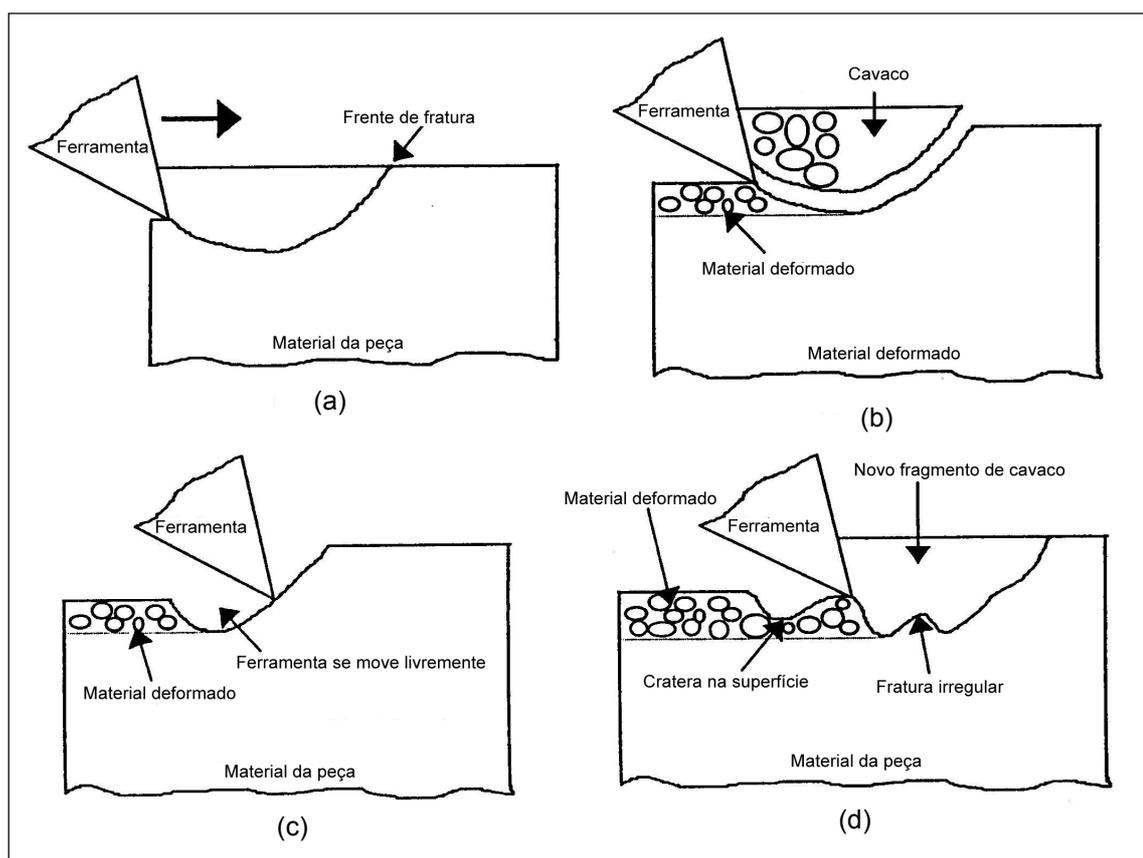


Figura 2.3 – Seqüência esquemática de formação de cavacos em ferros fundidos (COHEN et al., 2000).

As soluções desenvolvidas, ou em desenvolvimento, para o mandrilamento de cilindros em ferro fundido vermicular podem ser classificadas em quatro grupos principais: com insertos múltiplos de metal-duro, com insertos rotativos de PCBN,

“freso-mandrillamento” e com insertos de PCD.

2.2.1.1 Mandrilamento com insertos múltiplos de metal-duro

As ferramentas de mandrilar com insertos de metal-duro são mostradas na Figura 2.4. Em função das menores velocidades de corte empregadas no metal-duro, em relação à cerâmica ou PCBN, utiliza-se maior número de insertos de metal-duro, permitindo maiores velocidades de avanço e compensando parcialmente a perda de produtividade (REUTER et al., 1999; LEUZE, 2000; SCHEIDTWEILER, 2000; STEIDLE, 2000).

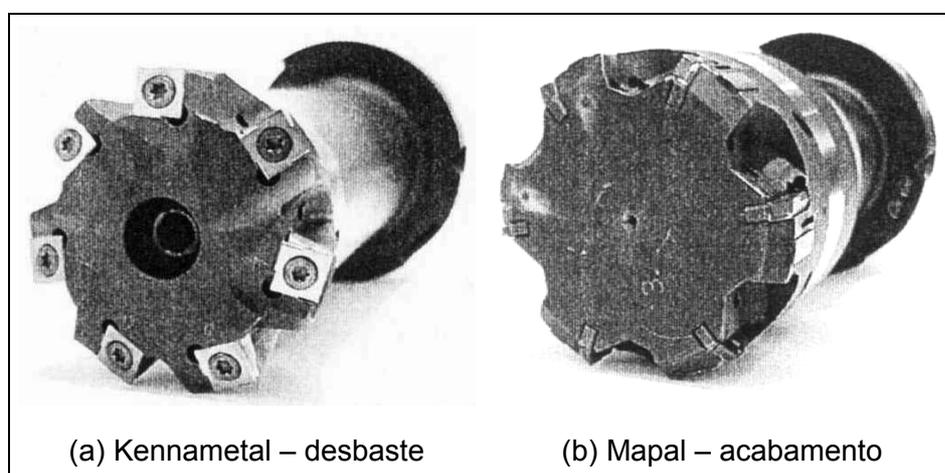


Figura 2.4 – Exemplos de ferramentas para mandrilamento de cilindros em ferro fundido vermicular (REUTER et al., 2000).

2.2.1.2 Mandrilamento com insertos rotativos

A ferramenta com insertos rotativos de PCBN ou Si_3N_4 , mostrada na Figura 2.5, permite grande produtividade a altas velocidades de corte, assim como uma maior vida, em relação a ferramentas com insertos fixos de metal-duro. Em razão da geração de calor nos mancais de rotação dos insertos, essa ferramenta necessita de refrigeração com ar comprimido (REUTER et al., 2000; SAHM et al., 2002). Reuter et al. (2000) assinalam que essa ferramenta apresenta maior potencial principalmente para a operação de desbaste, podendo também ser utilizada na operação de acabamento, dependendo de desenvolvimentos adicionais para a aplicação em série para ambos os casos. Não foram encontrados, na literatura recente, relatos de aplicação da referida ferramenta em produção seriada.

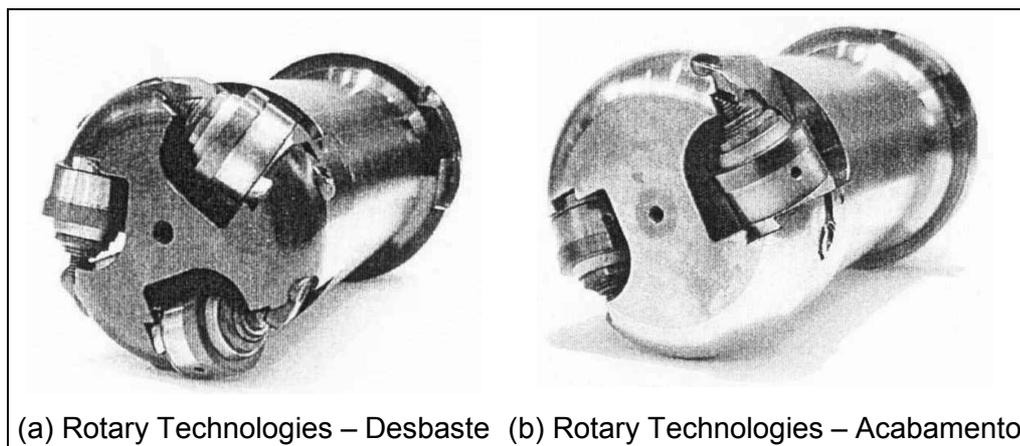


Figura 2.5 – Ferramentas de mandrilar com insertos rotativos (REUTER et al., 2000).

2.2.1.3 “Freso-mandrilamento”

Tendo em vista as dificuldades na realização de corte contínuo em ferro fundido vermicular, a Empresa Sandvik-Coromant, já em 2000, apresentou uma proposta para a usinagem dos cilindros com corte intermitente, por meio de processo de fresamento helicoidal, realizado com uma ferramenta de diâmetro menor do que o cilindro. A ferramenta, com seis insertos de metal-duro revestidos, foi testada em velocidades de corte entre 150 e 200 m/min e velocidades de avanço entre 1.500 e 3.000mm/min (HELICAL, 2000). Os resultados de erros de forma obtidos mostraram-se pouco satisfatórios, sendo que os valores de circularidade alcançaram a ordem de 100 μ m, em situações de maiores velocidades de avanço. A vida da ferramenta também se mostrou bastante reduzida, mesmo em se tratando de um corte interrompido. Os testes apontaram uma vida menor ou igual a 250 cilindros.

Em 2006, novos desenvolvimentos do processo de freso-mandrilamento dos cilindros foram divulgados, em um trabalho conjunto da Empresa Sandvik-Coromant com a Empresa Makino (MAQUINO, 2006; WOODRUFF, 2006). Através de melhor precisão de posicionamento dos insertos na ferramenta e tolerâncias dimensionais dos insertos de metal-duro, bem como da estratégia de usinagem e da maior precisão da máquina ferramenta, estudos realizados em corpos-de-prova demonstraram possibilidades de ganhos em vida de ferramenta e possível eliminação da etapa de mandrilamento de semi-acabamento, ou seja, realizando-se o mandrilamento de desbaste de modo convencional e o mandrilamento de acabamento com o processo de freso-mandrilamento (MAQUINO, 2006;

WOODRUFF, 2006). A ferramenta de “freso-mandrillamento” é ilustrada na Figura 2.6. Esse processo encontra-se atualmente em fase de desenvolvimento. Resultados obtidos até então indicam como vantagem do processo um ganho em tempo de usinagem e em vida da ferramenta, em relação às ferramentas com corte contínuo de metal-duro, e como principal desvantagem tem-se a necessidade de máquinas ferramentas com elevadas rigidez e precisão no movimento de interpolação circular, uma vez que este movimento tem influência direta na geometria do cilindro fresado.



Figura 2.6 – Ferramenta de “freso-mandrillamento” (MAKINO, 2006).

2.2.1.4 Mandrilamento com insertos de PCD

Em desenvolvimentos recentes, foram testadas ferramentas com insertos de PCD, as quais apresentaram altos valores de vida de ferramenta. Kassack (2003) cita estudos efetuados na Empresa Audi, com o objetivo de aplicar ferramentas com insertos de PCD na usinagem em acabamento dos cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular. A aplicação de ferramentas de metal-duro, nas operações de desbaste, semi-acabamento e acabamento, é detalhada na Tabela 2.1.

A operação de mandrilamento de acabamento, realizada com insertos de metal-duro e os parâmetros da Tabela 2.1, apresenta uma vida de 450 cilindros. Insertos de PCD foram testados na operação de mandrilamento de acabamento, com $a_p=0,15\text{mm}$. Utilizando velocidade de corte de aproximadamente 150m/min ,

uma vida da ferramenta de 3.000 cilindros foi obtida (KASSACK, 2003; KASSACK, 2004). As desvantagens principais do uso do PCD consistem na limitação de temperatura de utilização da ferramenta, de até 700 a 800°C, o que limita a velocidade de corte, assim como o maior custo de ferramenta por cilindro produzido.

Tabela 2.1 – Parâmetros de usinagem para mandrilamento de cilindros em ferro fundido vermicular, utilizando ferramentas com insertos múltiplos de metal-duro – Audi (KASSACK; REUTER, 2002)

Etapa	v_c [m/min]	f_z [mm]	a_p [mm]	z [gumes]
<i>Desbaste</i>	90	0,20	2 – 3	6
<i>Semi-acabamento</i>	100	0,20	0,35	6
<i>Acabamento</i>	100	0,20	0,15	5

Pretorius et al. (2005), da Empresa Element Six, analisaram ferramentas de PCD no processo de corte contínuo de torneamento de ferro fundido vermicular, e as compararam com diferentes tipos de cerâmica, como também alguns tipos de PCBN, Cermet e Metal-duro. Nesse estudo, as ferramentas de PCD foram as que mostraram melhores resultados de vida, estimada em mais de 4.000 cilindros, à velocidade de corte de 200m/min. Ferramentas de diamante também foram empregadas por Abele e Schramm (2005) em processo de torneamento de ferro fundido nodular, apresentando resultado superior ao PCBN.

Atualmente, as soluções de mandrilamento de desbaste e de semi-acabamento encontram-se com aplicação validada na fabricação em série e consistem basicamente no conceito de ferramentas com múltiplos insertos de metal-duro. Para a operação de mandrilamento de acabamento, tem-se a possibilidade de escolha entre insertos de metal-duro ou insertos de PCD (REUTER, 2005). Tal escolha é realizada com base na necessidade de cada empresa, tendo em vista o compromisso entre o tempo de ciclo desejado e o custo da operação.

Independentemente do material da ferramenta empregado, metal-duro ou PCD, as velocidades de corte da operação ainda são muito inferiores às aquelas tradicionalmente utilizadas no ferro fundido cinzento, ou seja, ainda há uma grande necessidade de desenvolvimento do processo de usinagem dos cilindros de maneira integral (KASSACK, 2000). Tal demanda é comprovada por publicações recentes de trabalhos em desenvolvimento na busca de alternativas para o mandrilamento dos cilindros de blocos de motores em vermicular (XAVIER, 2003, MAKINO, 2006). Sahm (2002) diz que, com o desenvolvimento de novos conceitos de ferramentas de

mandrilamento e de estratégias de usinagem, a operação de mandrilamento de cilindros em blocos de motores produzidos em ferro fundido vermicular tornou-se mais econômica e tecnicamente viável. Entretanto, o tempo de ciclo, quando comparado ao ferro fundido cinzento, ainda é significativamente maior, assim como as tolerâncias geométricas do cilindro mandrilado em acabamento (KALHÖFER, 2000; REUTER; SAHM; SCHULZ, 2000).

A constante busca por melhorias para o mandrilamento de cilindros em ferro fundido vermicular é ainda exemplificada por uma pesquisa em parceria entre a Tupy Fundições e a Universidade Federal de Santa Catarina, realizada em 2006, com o intuito de encontrar soluções em ferramentas que levassem a uma melhoria de produtividade, nesse caso para o mandrilamento de desbaste. No citado estudo, conceitos alternativos de ferramenta propostas por diferentes fabricantes possibilitaram um aumento de produtividade de até 30%, em relação ao processo anteriormente implementado na produção seriada de blocos V6 em ferro fundido vermicular (SCHROETER et. al, 2006).

2.2.2 Possibilidades de otimização do processo de usinagem dos cilindros

Considerando-se o processo global de usinagem dos cilindros, isto é, mandrilamento e brunimento, tem-se que as limitações observadas nos processos de mandrilamento poderiam ser parcialmente eliminadas, mediante a completa eliminação das etapas finais de mandrilamento. As publicações das Empresas Nagel e Gehring destacadas a seguir demonstram a busca de uma solução de usinagem através da eliminação de etapas de mandrilamento, substituindo-as pelo processo de brunimento.

Schmid (1997a; 1997b) realizou experimentos iniciais em corpos-de-prova buscando principalmente atingir elevadas taxas de remoção de material, necessárias para a operação proposta. Não realizou, contudo, experimentos mais completos buscando otimizar o processo principalmente quanto à vida da ferramenta.

Klink e Flores (2000) efetuaram experimentos em blocos de motores, buscando uma melhoria nos parâmetros de usinagem, e avaliando a influência da

rugosidade proveniente do mandrilamento no resultado. Em seus experimentos, utilizaram uma operação adicional de brunimento em substituição ao mandrilamento de acabamento. Posteriormente realizaram o brunimento convencional em três etapas. O brunimento foi composto, portanto, por quatro etapas. A vida da ferramenta na primeira etapa foi bastante reduzida e nenhum dos autores realizou uma análise econômica da proposta de usinagem.

Esses trabalhos evidenciaram a possibilidade de otimização do processo de usinagem dos cilindros. Demonstraram também que uma implementação de tal processo ainda depende de um significativo desenvolvimento adicional a fim de torná-lo uma solução prática factível, sendo o principal desafio a elevação da vida da ferramenta associada a uma possível manutenção de apenas três etapas de brunimento, visando tornar o processo técnica e economicamente competitivo.

Os resultados disponíveis em literatura referentes ao brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular são discutidos com maiores detalhes em 2.5.2. Para um melhor entendimento desses, bem como do método e resultados da tese de modo global, apresenta-se, a seguir, uma revisão bibliográfica sobre o processo de brunimento, com foco em publicações que se relacionam com os objetivos, métodos e resultados desta pesquisa.

2.3 Grandezas de entrada e características do processo de brunimento

O processo de brunimento pode apresentar-se sob diferentes formas, e nas mais variadas aplicações. A denominação brunimento refere-se a um significativo número de processos, os quais são classificados em dois subgrupos principais: brunimento de curso curto, também denominado *superfinishing*⁶, e brunimento de curso longo. Alguns autores subdividem o brunimento em um terceiro grupo, podendo ser este referente ao brunimento com fita (PAUCKSCH, 1996), ao brunimento de perfis (SCHÖNHERR, 2002), ou ainda ao brunimento de dentes de engrenagem (KÖNIG, 1989).

O brunimento de curso curto, por sua vez, pode apresentar-se sob diferentes

⁶ Equipamento de *superfinishing*. Empregado para realizar operações de acabamento externo em peças cilíndricas (NAGEL, 1997; BAUR, 1973).

configurações, tais como brunimento entre pontas, *centerless* de mergulho, *centerless* de passagem, de perfis e de superfícies planas (KÖNIG, 1989).

O brunimento de curso longo apresenta-se basicamente sob apenas duas configurações: brunimento convencional com movimentos alternantes e brunimento de ciclo único. O brunimento de cilindros de blocos de motores, ao qual se refere o presente trabalho, caracteriza-se como um processo de brunimento de curso longo com movimentos alternantes.

Informações relativas à classificação dos processos de brunimento, assim como outros aspectos gerais concernentes a ferramentas e máquinas de brunir, encontram-se disponíveis em literatura e abrangem assuntos não abordados neste trabalho (SCHMIDT, 1999; PERES, 1994; FISCHER, 1987; HAASIS, 1980).

O processo de brunimento convencional, também denominado *multi stroke honing*, é normalmente empregado em operações de acabamento em componentes que exigem pequenos erros de forma (circularidade e cilindridade), elevada tolerância dimensional e características especiais de textura. O processo é tipicamente empregado na usinagem de acabamento de cilindros de blocos de motores, tambores de freio e cilindros de freio, entre outros (KÖNIG, 1980).

O processo de brunimento caracteriza-se por possuir um elevado número de variáveis. König (1980) cita as variáveis do processo de brunimento e a sua relação com o resultado, como mostrado na Figura 2.7.

Dentre as grandezas de entrada referidas acima, pode-se mencionar algumas que foram diretamente envolvidas no presente trabalho. Para um melhor entendimento do método e dos resultados obtidos, tais variáveis são destacadas em negrito na Figura 2.7 e posteriormente discutidas individualmente nas subseções 2.3.1 a 2.3.5.

2.3.1 Geometria da peça

No processo de brunimento interno, a característica geométrica principal da peça a ser brunida é a espessura de parede do cilindro, seja de uma camisa de cilindro brunida isoladamente ou de um cilindro de um bloco de motor. Tal espessura influencia diretamente na qualidade dimensional da peça. Tem uma influência na

deformação da peça devido à pressão de contato dos segmentos abrasivos de brunimento, bem como na distribuição de temperatura na parede do cilindro.

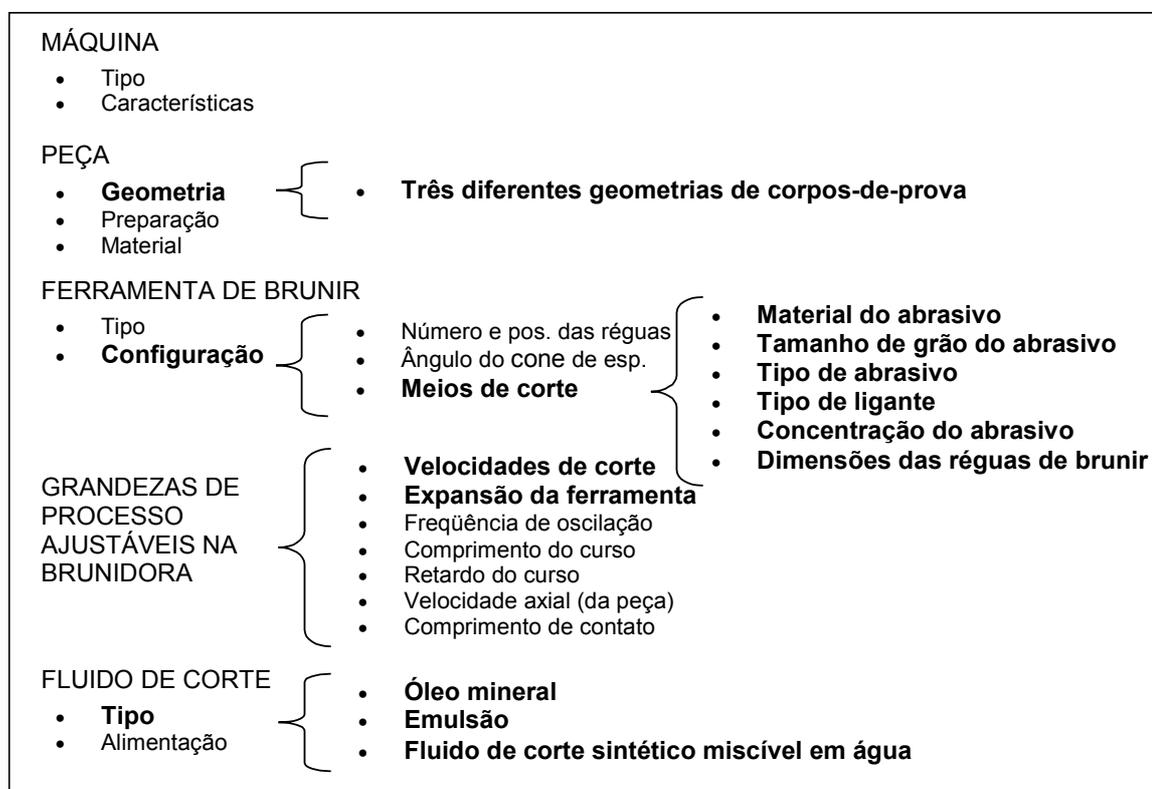


Figura 2.7 – Grandezas de entrada características do processo de brunimento, com destaque em negrito para as variáveis envolvidas no presente trabalho. Baseado em (KÖNIG, 1980).

Espessuras de parede finas geram maiores distorções no cilindro durante a ação da ferramenta. Espessuras de parede variáveis do cilindro, aliadas à geometria da própria peça, distribuem de maneira não uniforme o calor gerado no brunimento, causando uma maior deformação no cilindro após o processo de brunimento (KLINK, 1983; YOKOHAMA; ICHIMIYA, 1984).

Outra característica importante quanto à geometria da peça consiste no espaço para a saída da ferramenta. O desejável é que seja de aproximadamente 1/3 do comprimento do segmento abrasivo de brunimento, frequentemente implicando a necessidade de emprego de estratégias como o retardo do curso no ponto morto inferior, uso de curso com menor comprimento, alteração geométrica dos segmentos abrasivos de brunimento ou ainda do próprio conceito da ferramenta (KLINK, 1981; HAASIS, 1980; LYSENKO, 1980).

Ressalta-se, ainda, a influência da geometria da peça em seus modos de vibração e freqüências naturais, o que pode influenciar significativamente no

resultado do brunimento, em termos de geração de erros de circularidade devido a ondulações ou marcas de vibração na superfície do cilindro brunido.

2.3.2 Caracterização da ferramenta e dos segmentos abrasivos de brunimento

2.3.2.1 Ferramenta para brunimento de curso longo convencional

A característica fundamental de uma ferramenta de brunimento de curso longo convencional é a possibilidade de expansão da ferramenta de brunir de forma automática, durante o processo de brunimento. A Figura 2.8 ilustra as principais partes de uma ferramenta de brunir, exemplificando com uma ferramenta de expansão simples⁷.

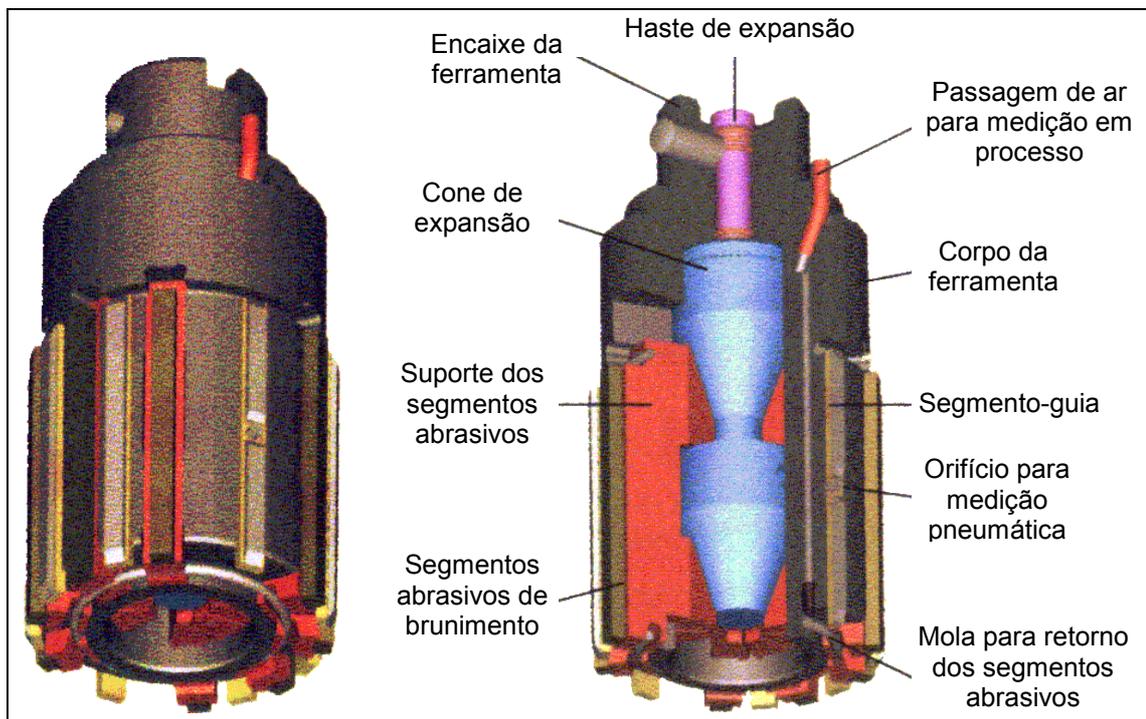


Figura 2.8 – Partes constituintes de uma ferramenta de brunir (WEIGMANN, 2005b).

A expansão dos segmentos abrasivos de brunimento se dá através da ação

⁷ Neste trabalho, denomina-se ferramenta de expansão simples aquela que não apresenta sistema duplo de expansão.

dos cones de expansão, os quais são acionados pela máquina de brunir. A movimentação dos cones, e o conseqüente deslocamento radial dos segmentos abrasivos, pode ser realizada através de duas estratégias: controle da força de expansão, ou controle da posição da expansão.

A parte mais importante da ferramenta de brunir é o conjunto de elementos que faz a interface direta com a peça, ou seja, o conjunto de segmentos abrasivos (FLORES, 1998). Suas principais características são o material, o tamanho e o tipo de abrasivo, o tipo de ligante e a concentração do abrasivo. Podem ser expressas por meio de um código padrão, conforme exibido na Figura 2.9.

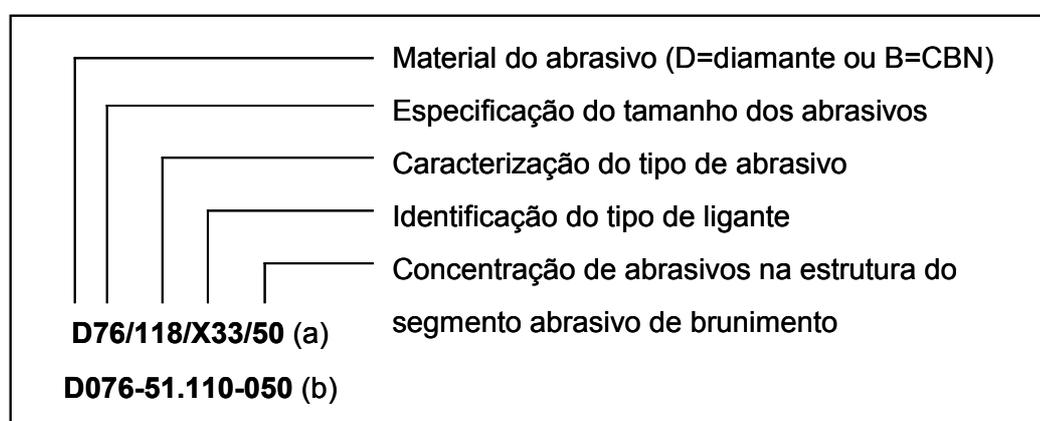


Figura 2.9 – Codificação das características de segmentos abrasivos de brunimento, de acordo com os fabricantes (a) Nagel e (b) Gehring (NAGEL, 1990) (GEHRING, 2003).

Uma breve discussão acerca dos itens que caracterizam os segmentos abrasivos de brunimento é realizada a seguir.

2.3.2.2 Material dos grãos abrasivos

Os materiais abrasivos normalmente empregados em processos de brunimento são os abrasivos convencionais, tais como óxido de alumínio e carboneto de silício, ou os chamados superabrasivos, como o diamante e o nitreto de boro cúbico (JUCHEN, 1986; KLINK, 1989). Os superabrasivos apresentaram um significativo aumento de utilização em processo de brunimento e já em 1998 cerca de 90% das aplicações empregavam diamante ou CBN como material de corte, sendo o diamante empregado principalmente em aços de baixo carbono, ferros fundidos e aços nitretados, enquanto o CBN tem sua principal utilização em aços

endurecidos (acima de 60 HRC) (FLORES, 1998). Tendo em vista a característica do diamante de permitir elevada vida de ferramenta em aplicações em ferro fundido cinzento, esse foi selecionado como o abrasivo no presente desenvolvimento para o ferro fundido vermicular. Abrasivos convencionais já apresentam desgaste bastante acentuado, mesmo em processos convencionais de brunimento, certamente mostrariam resultado insatisfatório no brunimento de ferro fundido vermicular sob altas taxas de remoção de material.

Uma classificação geral dos diamantes é dada por De Beers (2000) em quatro tipos:

- ✓ Tipo Ia: a este grupo pertence a grande maioria dos diamantes naturais. Caracterizam-se por apresentarem nitrogênio como impureza na ordem de 0,1%. Outros elementos como ferro e níquel representam quantidades na ordem de alguns p.p.m. O nitrogênio, em ligação com outras impurezas, apresenta-se em forma de uma fase distinta, distribuída em camadas;
- ✓ Tipo Ib: a este grupo pertencem praticamente todos os diamantes sintéticos. O nitrogênio também está presente, porém distribuído finamente como átomo substitucional.
- ✓ Tipo IIa: são diamantes naturais praticamente livres de nitrogênio. São muito raros e apresentam propriedades ópticas e térmicas superiores.
- ✓ Tipo IIb: é um tipo muito raro na natureza, possui propriedades semicondutoras e geralmente possui cor azul. A propriedade semicondutora pode ser alcançada em diamantes sintéticos com boro em sua estrutura.

A Figura 2.10 ilustra grãos abrasivos de diamante natural, diamante sintético e de CBN, empregados em processos de brunimento. O diamante natural é quebrado para a utilização. O diamante sintético pode apresentar diferentes propriedades, de acordo com os parâmetros de fabricação empregados, controlando-se a forma e a friabilidade do grão (NAGEL, 1990; DIAMOND INNOVATIONS, 2004; YAMAMOTO et al., 1977).

Os abrasivos mostram ainda variações conforme sua forma e estrutura, e em função disso, podem ser classificados em dois grandes grupos de tipos de abrasivos: monocristalinos e policristalinos (FLORES, 1998).

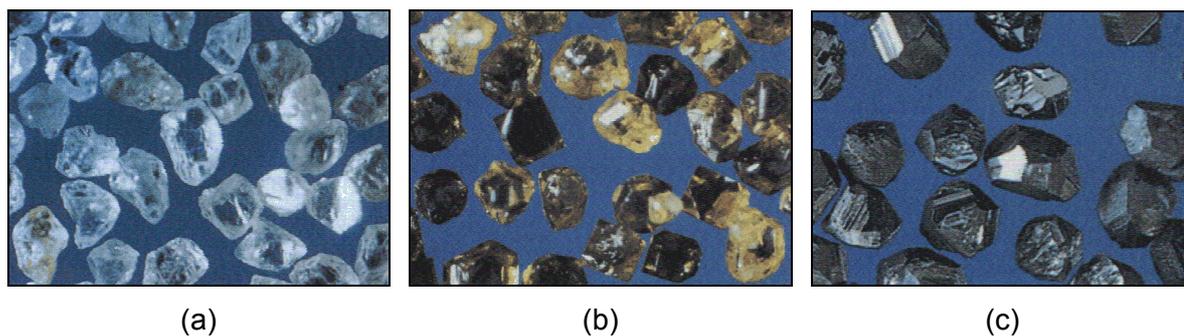


Figura 2.10 – Exemplos de grãos superabrasivos: (a) diamante natural; (b) diamante sintético; (c) CBN (NAGEL, 1990).

Os abrasivos monocristalinos, assim como os policristalinos, podem ser obtidos sinteticamente. A forma de um grão monocristalino normalmente se aproxima de um octaedro (Figura 2.11), o que lhe confere ângulos de saída muito negativos e uma elevada estabilidade mecânica. Também podem ser utilizados quebrados, sob formas irregulares (FLORES, 1998; CHAPMAN et al., 2004).

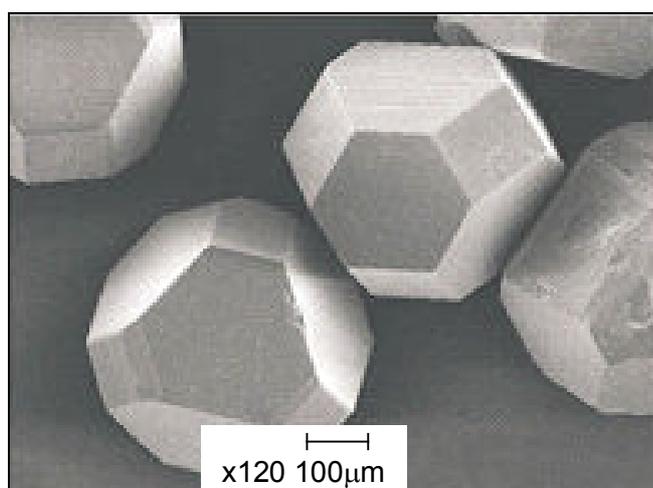


Figura 2.11 – Típica forma cubo-octaédrica de um diamante sintético (CHAPMAN et al., 2004).

Dentro de cada um dos grupos, mono ou policristalinos, os fabricantes ou fornecedores de diamantes oferecem ao mercado muitas opções de abrasivos, além de constantes desenvolvimentos de novos produtos. Estes produtos podem apresentar uma grande gama de propriedades, tais como cor, dureza, forma, estrutura e friabilidade. Para as particularidades de cada aplicação, faz-se necessária a escolha do correto tipo de abrasivo, a fim de se obter o resultado desejado (GEHRING, 2003).

Cristais abrasivos policristalinos contêm irregularidades de crescimento e impurezas provenientes de seu processo de sintetização, através do qual muitos subcristais são formados. Caracteristicamente apresentam uma alta friabilidade (FLORES, 1998).

2.3.2.3 Tamanho de grão do abrasivo

O tamanho de grão do abrasivo é um fator decisivo na taxa de remoção de material, bem como na qualidade da superfície da peça. Na maioria dos casos, com a redução do tamanho dos grãos abrasivos, a rugosidade da superfície gerada passa a assumir valores menores, da mesma forma que a taxa de remoção de material (FLORES, 1998).

A faixa de rugosidades comumente observada nas diversas etapas do processo de usinagem dos cilindros de blocos de motores, a partir do mandrilamento de desbaste, é destacada na Figura 2.12. Nela verificam-se valores típicos de rugosidades e de remoção de material para o brunimento platô de cilindros em ferro fundido cinzento. Para que posteriormente seja estabelecida uma comparação com o brunimento de desbaste do ferro fundido vermicular, salienta-se que o brunimento de desbaste convencional, que antecede um brunimento platô gera, tipicamente, uma rugosidade R_z entre 22 e 28 μm , e uma remoção de apenas 0,03 a 0,06 mm no diâmetro do cilindro (NAGEL, 2000).

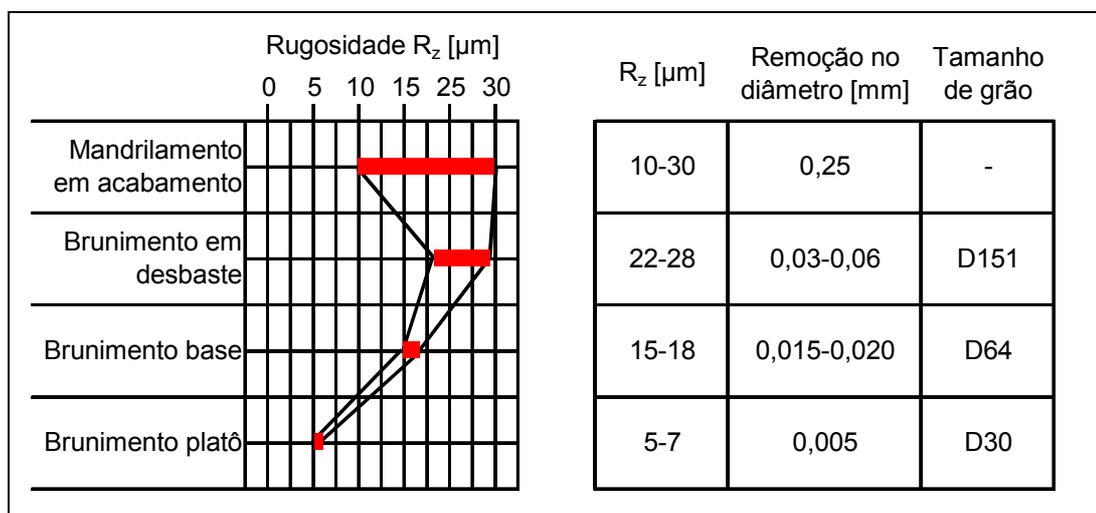


Figura 2.12 – Evolução da rugosidade da peça ao longo do processo de usinagem para o brunimento platô (NAGEL, 2000).

No processo de brunimento de cilindros de ferro fundido cinzento com ferramentas de diamante, pode-se utilizar desde grãos de maior tamanho no processo de brunimento de desbaste, tais como D151, tamanho intermediário no segundo estágio de brunimento, como D64 e grãos finos, por exemplo, D30, no brunimento platô. Cada classe de tamanho de grão abrasivo corresponde a uma faixa de tamanho, nesse caso conforme a classificação FEPA (NAGEL, 2003). Uma classificação menos usual para superabrasivos, porém comum para abrasivos convencionais, é dada em MESH⁸.

2.3.2.4 *Ligantes*

Os ligantes metálicos sinterizados empregados com abrasivos de diamante ou CBN são geralmente constituídos de bronze (liga cobre e estanho), aço ou ainda metais nobres (NAGEL, 1990). Ligantes eletrodepositados, empregados em ferramentas de passe único, utilizam ligas a base de cromo, cobalto, níquel ou cobre (FISCHER; BYRNES, 1991). Através da escolha da composição, assim como dos parâmetros de sinterização, diferentes propriedades da liga podem ser obtidas. As características mais importantes dos ligantes são a resistência ao desgaste, capacidade de retenção dos grãos abrasivos e dureza, as quais têm influência direta na capacidade de corte e na vida dos segmentos abrasivos de brunimento (GEHRING, 2003). Em rebolos superabrasivos e ferramentas de brunir de camada única de abrasivos, uma importante alternativa para aumentar a capacidade de sustentação do grão abrasivo pelo ligante consiste na estratégia de brasagem reativa. Esta permite que a ligação do abrasivo ao ligante, normalmente de natureza mecânica, seja aumentada por uma ligação química. Elementos formadores de nitretos ou carbonetos, tais como Cr e Ti, adicionados à liga do ligante, formam ligações químicas com os superabrasivos (CBN ou diamante), aumentando significativamente sua força de sustentação (GHOSH; CHATTOPADHYAY, 2007; HINTERMANN; CHATTOPADHYAY, 1992).

O índice de porosidade também é influenciável pelo processo de obtenção dos ligantes. Ligantes porosos podem apresentar melhor capacidade de corte, mas

⁸ A classificação MESH indica o número de fios por polegada linear da peneira utilizada na classificação do abrasivo. Portanto, o número da classe de abrasivos em MESH é tanto maior quanto mais finos os grãos abrasivos.

com maior tendência ao desgaste (NAGEL, 1990; HAASIS, 1975b). Além de ligantes metálicos, aplicações específicas podem empregar ligantes cerâmicos (vitrificados) ou sintéticos (resinóides) com superabrasivos (GEHRING, 2003).

2.3.2.5 Concentração de abrasivos

Em ferramentas de diamantes ou CBN, a quantidade de grãos abrasivos por volume é dada pela concentração. Este número não é, entretanto, um percentual de massa ou volume, mas tem como referência inicial a massa de diamantes de tamanho D76 soltos, em um volume de 1cm^3 , que é de $1,76\text{g}^9$. Essa máxima concentração é denominada pelo número 200 e a partir dela são geradas as demais derivações. Sendo a densidade do diamante $3,5\text{g/cm}^3$, mesmo na concentração 200, aproximadamente metade do volume poderia ser preenchido com o ligante (NAGEL, 1990).

A concentração de abrasivos no segmento abrasivo de brunir é um parâmetro de forte influência na taxa de remoção de material, na qualidade da superfície e na vida da ferramenta (NAGEL, 1990). De um modo geral, para tamanhos de grãos maiores, são utilizadas concentrações mais elevadas, e para grãos finos, concentrações mais baixas, a fim de se manter uma quantidade aproximadamente constante de grãos por área de ferramenta (GEHRING, 2003).

2.3.2.6 Geometria dos segmentos abrasivos de brunimento

A especificação geométrica de um segmento abrasivo de brunimento é descrita por suas dimensões externas e pela espessura da camada de abrasivo, como indicado na Figura 2.13 (GEHRING, 2003).

Como citado por König (1980), segmentos abrasivos de brunimento de maior comprimento têm melhores condições de corrigir ondulações na direção longitudinal do cilindro, assim como segmentos de mais largos têm melhor capacidade de corrigir erros de circularidade, desde que seu comprimento ou largura seja maior do que a distância entre duas cristas de ondulações consecutivas.

Por outro lado, tem-se que larguras maiores dos segmentos abrasivos,

⁹ Concentração 200= $1,76\text{g}$ de abrasivos/ $\text{cm}^3=8,8$ quilates de abrasivos/ cm^3 .

associadas a pressões de contato que praticamente independem da largura, implicam maiores forças sobre a parede dos cilindros, gerando maior deformação e aquecimento, e conseqüente maior erro de cilindricidade.

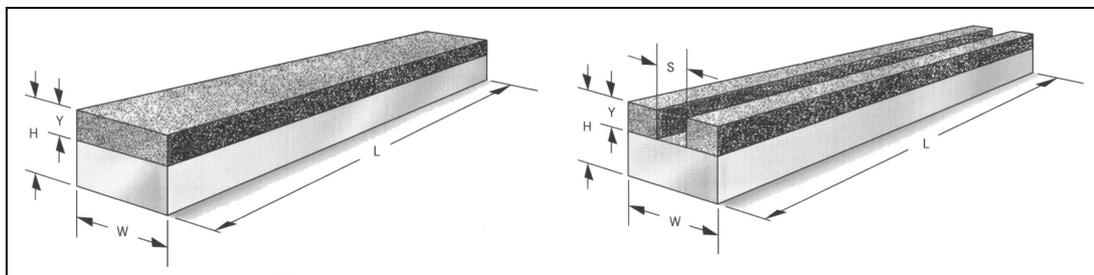


Figura 2.13 – Especificação das dimensões de um segmento abrasivo de brunimento (GEHRING, 2003).

Quanto ao comprimento dos segmentos abrasivos de brunimento, cilindros com pouca passagem livre da ferramenta (menor do que $1/3$ do comprimento dos segmentos abrasivos) podem exigir segmentos de comprimento menor para garantir uma remoção de material uniforme ao longo do cilindro (LYSENKO, 1980; GEHRING, 2004a).

Em situações de elevadas taxas de remoção, como no caso da presente tese, a literatura sugere a minimização da largura dos segmentos abrasivos de brunimento a fim de melhorar a remoção dos cavacos, os quais possuem dimensões maiores do que as usuais (HAASIS, 1980; BOSE, 1988 apud WEIGMANN, 1997).

Pode-se também relacionar a geometria dos segmentos abrasivos de brunimento superabrasivos ao processo de preparação da ferramenta, ou seja, de retificação. No processo de brunimento, a preparação da ferramenta não é realizada por meio de dressamento, mas sim por retificação. Tal processo tem a finalidade de conferir à ferramenta a geometria aproximadamente cilíndrica, a fim de que grande parte dos grãos abrasivos na superfície dos segmentos abrasivos entre em contato com a peça simultaneamente durante o brunimento. A retificação da ferramenta de brunir também tem a função de expor os grãos abrasivos acima do nível do ligante, garantindo a capacidade de corte da ferramenta. A maior ou menor exposição dos grãos abrasivos é alcançada através da variação dos parâmetros de retificação e da especificação dos rebolos (SEE, 1987).

Passa-se, a seguir, à discussão sobre as demais grandezas do processo de brunimento, conforme citado na Figura 2.7.

2.3.3 Velocidade de corte

Dentre as inúmeras possibilidades oferecidas pelos equipamentos atuais de brunimento para o ajuste de parâmetros de processo, são mencionados aqui aqueles diretamente correlacionados aos experimentos realizados na presente tese.

Em processos de brunimento convencionais, são empregadas velocidades de corte relativamente baixas, se comparadas a outros processos de usinagem.

Haasis (1975a) estudou a proporção entre as velocidades de corte axial e tangencial, ou seja, o ângulo de cruzamento, na taxa de remoção de material. Verificou que a maximização da capacidade de remoção de material por brunimento se dava para ângulos de cruzamento entre 60 e 90°. Considerando-se as limitações da velocidade axial das máquinas de brunir da época, de 35m/min, a velocidade de corte para a maximização da taxa de remoção encontrava-se limitada a 70m/min.

O mesmo autor (1980) estudou as velocidades de corte em função dos diferentes abrasivos, identificando as velocidades mais adequadas para cada tipo de abrasivo, correlacionando-as com a taxa de remoção de material, conforme indicado na Figura 2.14. Sua publicação, não menciona o material da peça para o qual é válido o diagrama.

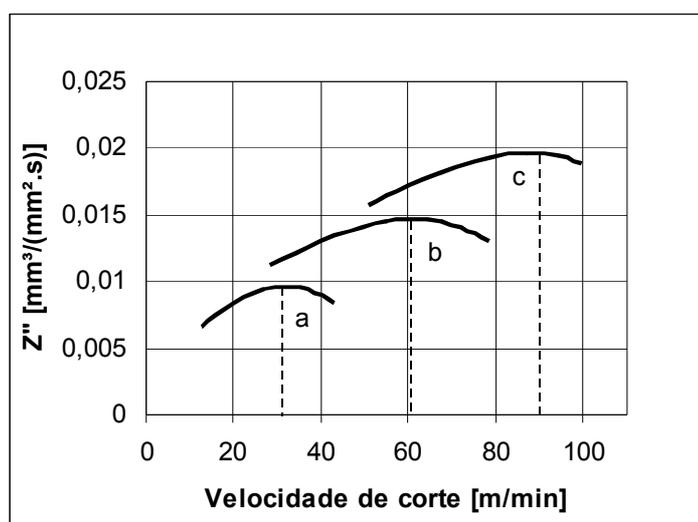


Figura 2.14 – Velocidades de corte ótimas para diferentes tipos de abrasivos: (a) corindum nobre branco, (b) diamante sintético e (c) CBN (HAASIS, 1980).

No gráfico elaborado por Haasis (1980) ressalta-se que a velocidade de corte para a máxima taxa de remoção com a ferramenta de diamante era de apenas

60m/min, e a taxa máxima de remoção, da ordem de $0,015\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$.

Tais velocidades são ainda atualmente empregadas, conforme mostrado na Figura 2.15. Em relação aos estudos realizados por Haasis (1980), nota-se um aumento apenas na taxa de remoção de material, atualmente maior. Velocidades de corte para ferramentas de diamante encontram-se em torno de 60m/min, atingindo-se uma taxa de remoção específica de $0,04\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. A publicação não cita o material da peça.

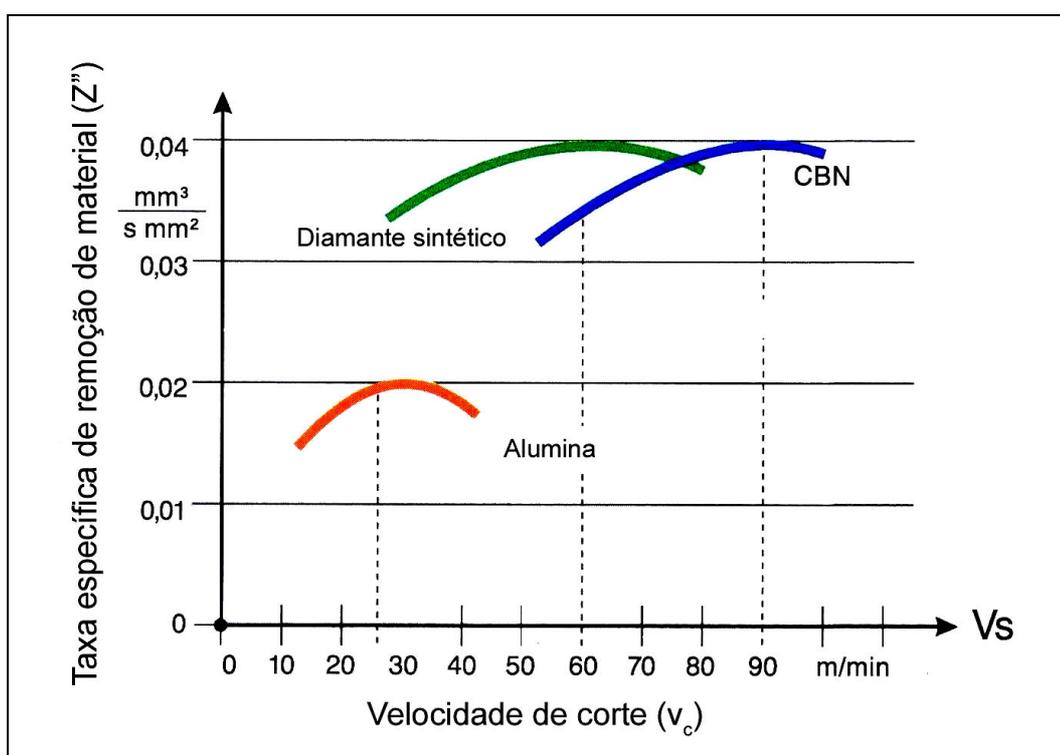


Figura 2.15 – Faixas de velocidades e taxas de remoção usuais em brunimento (NAGEL, 1998b).

Como será detalhado posteriormente, esta tese se propõe a atingir taxas de remoção de material muitas vezes superior àquelas citadas em ambos os diagramas anteriores. Questiona, ainda, a velocidade de 60m/min como sendo ótima para maximizar a taxa de remoção.

Em estudos conduzidos por Ueda e Yamamoto (1981), em bancada experimental de brunimento externo,¹⁰ procuraram aumentar a taxa de remoção de material alcançada pelos segmentos abrasivos de brunir de material cerâmico no

¹⁰ Bancada experimental de brunimento externo descrita em maiores detalhes em 2.4.

brunimento de ferro fundido cinzento, mediante o aumento da velocidade de corte. Na bancada experimental empregada, que permitia controlar a velocidade do avanço dos segmentos abrasivos de brunimento, realizaram experimentos com velocidades de corte de 30, 50, 80, 120 e 150m/min. Verificaram um aumento na vida da ferramenta com o aumento da velocidade de corte, chegando a valores de da relação de desgaste G^{11} da ordem de 150, que é um valor bastante baixo se comparado ao que atinge um segmento abrasivo com diamantes em um processo convencional de brunimento. Os autores citam que o aumento da velocidade de corte conduziu a um aumento na taxa de remoção. Porém, os dados publicados não permitem estimar o valor de Z'' . Observaram, ainda, um aumento na rugosidade da superfície e no erro de circularidade da peça, provocado por vibrações da ferramenta (YAMAMOTO; UEDA, 1978a, 1978b, 1979).

2.3.4 Expansão da ferramenta

A expansão da ferramenta de brunir pode ser controlada por meio de duas estratégias: controle da posição de expansão dos segmentos abrasivos de brunimento, normalmente por motor de passo; ou controle de pressão de expansão, esta geralmente por sistema hidráulico (PAUCHSCH, 1996). Tanto a pressão de expansão quanto a posição da expansão da ferramenta influenciam na pressão de contato entre o segmento abrasivo e a superfície da peça.

König (1980) afirma que o aumento da pressão de expansão gera uma maior penetração dos grãos abrasivos na peça, conduzindo a uma maior rugosidade na sua superfície, associada a uma maior taxa de remoção. O aumento da seção de usinagem média por grão implica, todavia, uma maior taxa de quebra e renovação dos grãos abrasivos, o que tem um efeito de redução na vida da ferramenta. Maiores pressões de contato dos segmentos abrasivos de brunimento com a peça, independente do sistema de expansão empregado, acarretam um aumento do erro de cilindridade da peça.

¹¹ A relação G é definida em 2.3.8, pela Equação 2.7.

2.3.5 Fluidos de corte no processo de brunimento

Em processos tradicionais de brunimento, com baixas taxas de remoção de material, o fluido de corte desempenha papéis fundamentais de lubrificação, refrigeração, remoção de cavacos, dentre outros. Na situação proposta pela presente tese, empregam-se taxas de remoção extremamente elevadas para o brunimento de desbaste. Desse modo, o fluido de corte passa a assumir uma condição de importância ainda maior, tendo em vista a necessidade de prevenção do desgaste dos segmentos abrasivos e de resfriamento da peça.

Com esse enfoque, procurou-se fazer uma avaliação de fluidos de corte pertencentes a diferentes grupos, e portanto com propriedades significativamente distintas. Para um melhor entendimento das escolhas realizadas e dos resultados obtidos, faz-se necessária uma exploração sobre o assunto fluidos de corte empregados em processos de brunimento, referindo-se as suas principais características e benefícios para o brunimento do ferro fundido vermicular.

2.3.5.1 Funções dos fluidos de corte em brunimento

Em um processo de brunimento, as principais funções a serem exercidas pelo fluido de corte são: remoção dos cavacos da região do corte, limpeza dos segmentos abrasivos, resfriamento da peça e do sistema, e lubrificação da região de corte (BOOR, 1989a). Pode-se citar ainda algumas funções secundárias dos fluidos de corte, comuns à maioria dos processos de usinagem: proteção contra a corrosão da peça; redução de potência de corte; melhoria da qualidade da superfície da peça; aumento de vida da ferramenta; refrigeração da máquina e ferramenta. (VALLE, 2001).

No brunimento, segundo Boor (1989a), a retirada do cavaco da região de corte é influenciada por parâmetros como viscosidade, vazão e pressão do fluido de corte. Viscosidades menores influenciam positivamente no efeito de retirada do cavaco. A disponibilidade do fluido de corte para a região de contato segmento abrasivo/peça é propiciada pela vazão de fluido adequada, a qual é dimensionada, via de regra, com base no diâmetro do furo brunido, bem como pelo correto direcionamento do fluido de corte. A capacidade de evitar a adesão de material da

peça sobre os segmentos abrasivos é definida pelas características físicas e químicas do fluido.

A função de resfriamento é definida pela capacidade térmica, pela condutividade térmica e pelo calor latente de vaporização do fluido. Uma comparação entre um típico óleo de lubrificação e água, no que tange a essas características, é realizada na Tabela 2.2 (BOOR, 1989a). Nota-se que a água, em relação ao óleo, possui propriedades muito superiores quanto à capacidade de resfriamento.

Tabela 2.2 – Características físicas de óleo mineral integral e água (BOOR, 1989a).

Grandeza				Típico óleo mineral integral de brunimento	Água
<i>Viscosidade</i>	a	20°C	[mm ² /s]	79	1,0
<i>Densidade</i>	a	20°C	[kg/m ³]	865	1002
<i>Capacidade térmica</i>	a	20°C	[kJ/(kg.K)]	1,88	4,2
<i>Condutividade térmica</i>	a	20°C	[W/(m.K)]	0,133	0,6
<i>Calor latente de vaporização</i>	a	400°C	[kJ/kg]	~210	–
	a	100°C	[kJ/kg]	–	2260
<i>Ponto de ebulição</i>	a	1,013 bar	°C	~320	100

Outra importante propriedade do fluido de corte é sua capacidade de lubrificação, que é definida pela sua viscosidade e aditivos. O fluido de corte propicia a formação de um filme lubrificante entre a peça e os segmentos abrasivos de brunimento, o qual minimiza o atrito desse sistema tribológico (BOOR, 1989a). O entendimento das funções dos fluidos de corte e de suas propriedades permitirá estabelecer correlações com os resultados a serem apresentados. Na seqüência são mostrados os principais tipos de fluidos de corte e suas propriedades.

2.3.5.2 Tipos de fluidos de corte

Os tipos de fluidos de corte atualmente empregados nos processos de usinagem, e particularmente no brunimento, podem ser classificados em dois grupos, conforme Figura 2.16. Os miscíveis em água são ainda subdivididos em emulsões e soluções verdadeiras. Desse modo, tem-se três possibilidades: não miscíveis em água, emulsão e solução em água.

Os fluidos de corte não miscíveis em água são também denominados fluidos

integrals. Podem ser minerais (óleos de petróleo de base parafínica ou naftênica), vegetais (óleos de mamona, arroz, etc.) ou ainda sintéticos (ésteres, diésteres, solventes sintéticos, etc.), adicionados ou não de materiais graxos (gordura animal ou vegetal). Os óleos integrais são compostos por um veículo e por aditivos. O veículo é o óleo, cuja viscosidade é a propriedade que imprimirá ao fluido uma maior ou menor característica lubrificante. Os aditivos empregados são diversos, com funções de permitir a lubrificação sob alta pressão, melhorar o índice de viscosidade, evitar espuma e proteger contra a corrosão, dentre outros (NOVASKI; RIOS, 2001). Os fluidos de corte integrais caracterizam-se por apresentar elevada capacidade de lubrificação e menor capacidade de refrigeração (SALES, 1996).

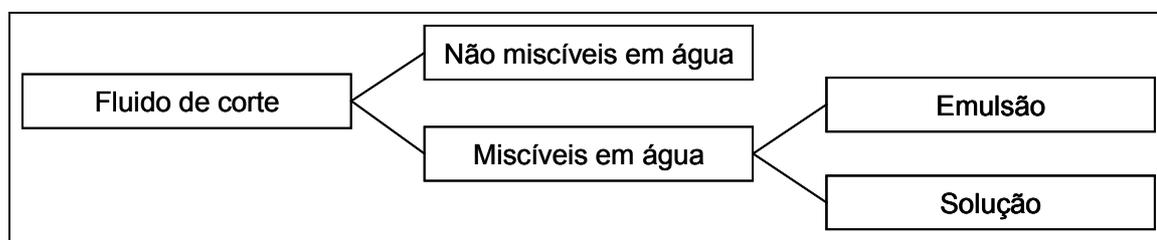


Figura 2.16 – Classificação dos fluidos de corte conforme DIN 51385 (apud KLEBER, 2000).

Os fluidos de corte a base de água são subdivididos em dois grupos principais: emulsões e soluções.

Nas emulsões, o óleo, seja de qualquer origem, é finamente disperso em água através da ação de agentes emulgadores, que reduzem a tensão superficial da água (NOVASKI; RIOS, 2001). Em geral, as emulsões possuem propriedades lubrificantes e refrigerantes moderadas (SHELL, 1991 apud SALES, 1999). A quantidade de óleo e de aditivos nas emulsões varia de 1 a 20%. Emulsões mais diluídas são empregadas onde a função fundamental é a refrigeração, enquanto a lubrificação é secundária. Emulsões com aditivos de extrema pressão são empregadas em concentrações maiores, priorizando o efeito de lubrificação. Emulsões com elevada capacidade de lubrificação podem substituir óleos integrais (NOVASKI; RIOS, 2001).

No grupo das emulsões, encontram-se também as microemulsões. Estas constituem emulsões com pequena quantidade de óleo e são transparentes. Também são denominadas de fluidos semi-sintéticos (NOVASKI; RIOS, 2001).

O terceiro grupo corresponde às soluções. São fluidos sintéticos que são

miscíveis à água, formando soluções verdadeiras. Os fluidos sintéticos miscíveis em água caracterizam-se por oferecerem uma maior resistência ao crescimento de microorganismos, em relação às emulsões (NOVASKI; RIOS, 2001).

Em relação às propriedades refrigerantes e lubrificantes, Sales (1996) realizou estudos comparativos entre um óleo integral mineral com aditivos de extrema pressão, uma emulsão com óleo mineral e aditivos e dois tipos de fluidos sintéticos de base aquosa com aditivos de extrema pressão. Ensaio de usinagem de torneamento e furação, além de medições de temperatura e o emprego da técnica de esclerometria pendular, possibilitaram classificar os fluidos de corte testados quanto à capacidade de lubrificação, sendo o melhor deles o fluido integral mineral, seguido da emulsão e, por fim, os dois fluidos sintéticos. Já com relação à capacidade de refrigeração, os mesmos foram classificados em ordem exatamente inversa (SALES, 1996).

Como regra geral, tem-se a escolha do fluido de corte com base principalmente em sua viscosidade, a qual é escolhida em função do material a ser brunido. Para segmentos abrasivos de brunimento diamantados, tem-se a possibilidade de escolha entre fluidos de corte integrais ou a base de água. A Figura 2.17 ilustra, de modo simplificado, a influência do material a ser brunido na escolha do fluido de corte (NAGEL, 1997a).

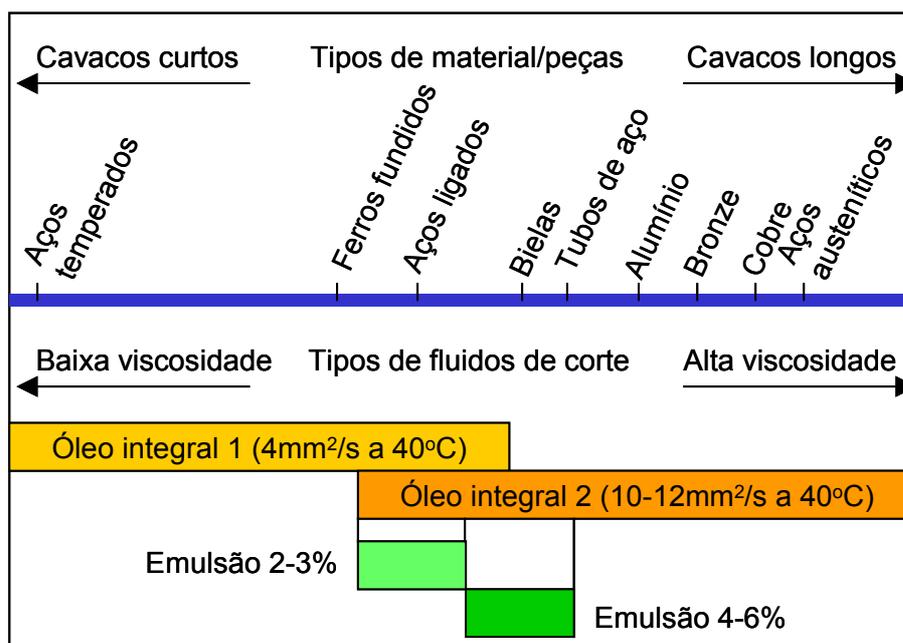


Figura 2.17 – Diagrama de escolha do fluido de corte em função do material da peça (NAGEL, 1998b).

Resultados empíricos sugerem o emprego de fluidos de maior viscosidade para materiais de cavaco longo e de menor viscosidade para materiais de cavacos curtos. Para ferros fundidos empregam-se, normalmente, óleos integrais de baixa viscosidade ou fluidos a base de água, cuja escolha é feita em virtude de cada processo específico.

No passado, a escolha por fluidos de corte a base de água era realizada em situações em que se desejava compartilhar o fluido com outras máquinas (KLINK, 1981). Atualmente utilizam-se fluidos de corte com base aquosa também em situações nas quais há uma necessidade de maior resfriamento, em decorrência das tolerâncias a serem obtidas.

2.3.5.3 Impacto ambiental dos fluidos de corte de brunimento

Para o processo de brunimento, não se encontrou em literatura exemplos de aplicações com mínima quantidade de fluido de corte, de brunimento a seco ou com ar comprimido. Isto não significa, entretanto, que tais alternativas devam ser necessariamente descartadas em desenvolvimentos futuros. Desse modo, o brunimento convive com fluidos de corte e seus impactos ambientais. Os óleos integrais são citados por Koelsch (1994) e por Hörner (2003) como alternativas de impacto ambiental moderado, tendo em vista sua elevada estabilidade química e microbiológica, assim como devido à possibilidade de sua reciclagem para contínua utilização. As emulsões, como assinalado por Novaski e Rios (2001), apresentam um grave problema de instabilidade biológica, o que se deve principalmente à presença dos emulgadores em sua composição, implicando elevados volumes de descarte. Seu controle é realizado com adições periódicas de substâncias para controle de bactérias e fungos, refletindo em uma maior incidência de reações alérgicas em operadores dos equipamentos de usinagem. Já as soluções verdadeiras (sintéticas) não oferecem condições para o crescimento de microorganismos, evitando a necessidade de controle com bactericidas e fungicidas, minimizando os casos de reações alérgicas em operadores. A maior estabilidade das soluções também implica uma redução da sua freqüência de descarte.

2.3.5.4 Características dos fluidos de corte e sua influência no processo de brunimento

Como relatado por Boor (1989b), a formação do filme lubrificante¹² entre o segmento abrasivo de brunir e a peça deve-se à viscosidade e aos aditivos do fluido de corte. Dependendo do tipo de aditivos, podem se formar camadas de adsorção ou camadas formadas pela reação química com a superfície metálica. A pressão de contato dos segmentos abrasivos de brunimento é um fator preponderante na espessura do filme formado. O aumento da pressão de contato tende a reduzir a espessura de filme lubrificante, o que leva a um aumento na taxa de remoção de material. Baixas pressões de contato, sobretudo quando associadas a maiores velocidades de corte, levam a um aumento da pressão hidrodinâmica entre os segmentos abrasivos e a peça, gerando uma redução na taxa de remoção de material associada a uma redução da rugosidade. A pressão hidrodinâmica é função da velocidade de corte, rugosidade da peça, textura do segmento abrasivo e viscosidade do fluido de corte (BOOR, 1989b).

Haasis (1972) realizou experimentos com o intuito de avaliar a influência da viscosidade do fluido de corte, da pressão de contato e da velocidade de corte na taxa de remoção de material. Os resultados são mostrados na Figura 2.18. Ele observou que o aumento da pressão de contato propiciou um aumento linear da taxa de remoção, conforme Figura 2.18(a). A taxa de remoção maior foi obtida com o fluido de menor viscosidade. Observou que a taxa de remoção é mais sensível a variações da pressão de contato na situação do fluido de corte menos viscoso (Óleo 1). Verificou ainda que a taxa de remoção não aumenta continuamente com o aumento da velocidade de corte. Pelo contrário, em situações de pressão de contato constantes, o aumento da velocidade de corte gera um aumento decrescente na taxa de remoção até um ponto máximo, a partir do qual a taxa de remoção passa a diminuir (Figura 2.18(b)). A velocidade de taxa máxima de remoção é menor para o fluido de corte de maior viscosidade. Este propicia, ainda, uma menor taxa máxima de remoção, em relação ao fluido de corte de menor viscosidade. Esse fato deve-se ao aumento da pressão hidrodinâmica e espessura do filme lubrificante, o que reduz a

¹² Filme lubrificante que permanece entre o ligante do segmento abrasivo e a superfície do cilindro, durante o brunimento (BOOR, 1989b).

profundidade de penetração dos gumes dos abrasivos.

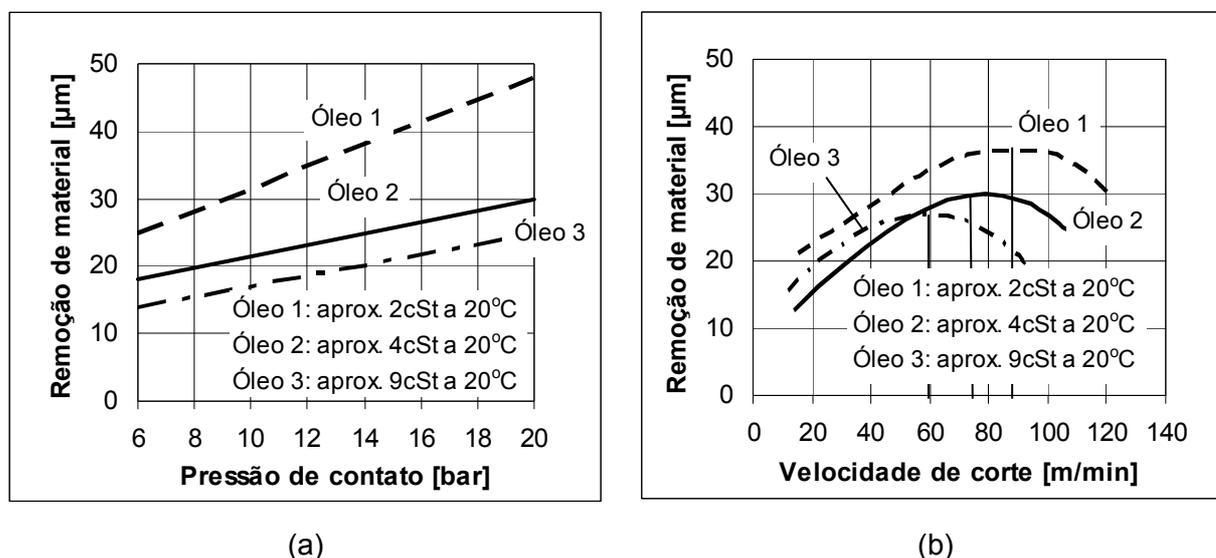


Figura 2.18 – Influência da viscosidade do óleo na taxa de remoção em ferro fundido cinzento, em função (a) da pressão de contato e (b) da velocidade de corte (HAASIS, 1972).

Boor (1989b) diz que o aumento da capacidade de lubrificação do fluido de corte, através do aumento de enxofre, gera uma redução na taxa de remoção de material, bem como uma redução na rugosidade da peça. Menciona ainda que existe uma correlação da vida do segmento abrasivo de brunimento com a capacidade de lubrificação do fluido de corte. Um aumento da vida dos segmentos abrasivos pode ser alcançado com a utilização de um fluido de corte de maior viscosidade ou com maiores quantidades de aditivos para a formação de filme lubrificante. Em Nagel (1998b), afirma-se que o menor efeito lubrificante do fluido de corte torna o ligante mais susceptível à ação abrasiva dos cavacos gerados, aumentando o desgaste da ferramenta.

As características positivas de fluidos integrais (maior viscosidade) em comparação com fluidos a base de água (menor viscosidade) em relação à vida e qualidade da superfície são observadas também no processo de retificação com rebolos de CBN, como citado por Oliveira e Alves (2006). Nesse estudo, os autores comprovam que os fenômenos preponderantes no desgaste mais acentuado dos rebolos de CBN, quando utilizados com fluidos a base de água, são o maior atrito com a peça e os choques térmicos mais intensos, estes especialmente em situações de elevada taxa de remoção (OLIVEIRA; ALVES, 2006). Tal estudo poderia explicar também, total ou parcialmente, observações quanto a uma maior tendência de

desgaste de segmentos abrasivos de brunimento quando utilizados com fluidos de corte de base aquosa, em comparação com fluido integral.

Uma influência negativa na vida da ferramenta em função do uso de emulsão ao invés de fluidos de corte integrais também foi verificada por Schmid (1998) no brunimento de liga alumínio-silício hipereutético.

2.3.6 Mecanismos de formação de cavacos

Paucksch (1996) faz uma análise dos mecanismos de formação de cavacos e afirma que a remoção de material da peça mediante o processo de brunimento é fortemente influenciada pela geometria dos grãos abrasivos, os quais possuem, na grande maioria das vezes, ângulos de saída negativos. Dessa maneira, a remoção de material se dá predominantemente através da deformação e com conseqüente endurecimento do material da peça. A existência de gumes em forma de cunhas, que facilitaríamos o corte de material, ocorre muito raramente. Tal geometria seria imediatamente quebrada ao sofrer esforços, assumindo a forma normalmente encontrada, de grãos abrasivos com ângulos de superfície de saída negativos e com flancos planos.

Além da geometria dos grãos abrasivos, a formação do cavaco é influenciada pela profundidade de penetração dos grãos abrasivos na peça. Paucksch (1996) destaca três mecanismos preponderantes de formação de cavacos no processo de brunimento:

a) Acúmulo de material à frente do grão: profundidades maiores de penetração tendem a gerar um acúmulo de cavaco à frente do grão abrasivo. Esse se divide e escoar por ambos os lados do grão. Simultaneamente formam-se “ondas” de material em ambos os lados do grão abrasivo, as quais são pressionadas contra a peça pelo ligante. Tal mecanismo pode ser reconhecido em um segmento abrasivo de brunir ao microscópio, em que se pode identificar o desgaste do ligante à frente e em ambos os lados do grão, causado pelo escoamento de cavacos.

b) Formação de microsulcos: em situações em que a penetração do grão abrasivo na peça é menor, existe uma menor tendência ao acúmulo de material à frente do grão abrasivo. Nesse caso, passa a ser predominante a remoção de material por meio de um processo de deformação plástica e de encruamento, ao

invés de um corte propriamente dito. A geração de sulcos na peça pela passagem dos grãos abrasivos gera um acúmulo de material deformado plasticamente em ambos os lados da ranhura gerada. Tais acúmulos de material são, em um momento subsequente, novamente pressionados pelo ligante, ou mesmo por outros grãos abrasivos, até que se desprendam da peça.

c) Microdeformação: ainda em situações de pequena profundidade de penetração do grão abrasivo, camadas superficiais de material encruado ficam aderidas ao material da peça em uma camada inferior, não deformada e de menor dureza. As camadas encruadas sofrem esforços na direção paralela à superfície da peça pela ação dos gumes dos segmentos abrasivos, provocando seu desprendimento. Tais partículas constituem cavacos com a geometria de pequenas placas.

Os três processos de formação de cavacos acima mencionados têm como característica fundamental a deformação plástica do material, gerando encruamento até sua ruptura. As pequenas partículas geradas apresentam tamanho pequeno o suficiente para que possam ser removidas da região de corte pela ação do fluido de corte.

2.3.7 Forças de usinagem no brunimento

O movimento relativo entre a ferramenta de brunir e a peça, associado à pressão de contato dos segmentos abrasivos de brunimento com a peça, geram uma força resultante (F), a qual é ilustrada na Figura 2.19. Uma análise da força atuante no brunimento de curso longo é citada por Paucksch (1996), conforme descrito a seguir.

A força resultante (F) pode ser decomposta em três componentes ortogonais: F_{cN} , F_{ct} e F_{ca} . No plano definido pelas velocidades axial e tangencial, encontra-se a componente F_c . A força de corte (F_c) é função, basicamente, da pressão de contato, do material da peça, dos materiais do segmento abrasivo e da sua capacidade de corte. O brunimento por tempos relativamente prolongados (10 minutos) de uma mesma superfície conduz ao cegamento progressivo dos grãos abrasivos, com conseqüente redução da força de corte (F_c), uma vez que se torna progressivamente menor a profundidade de penetração dos grãos abrasivos na peça. Já um aumento

na pressão de contato tem o efeito inverso, ou seja, de aumento de F_c , em virtude de uma maior penetração dos grãos abrasivos (PAUCHSCH, 1996).

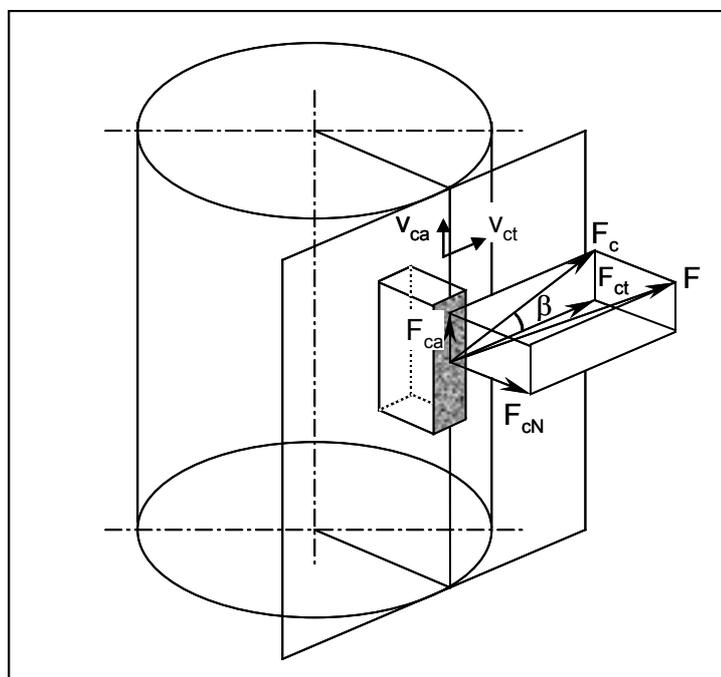


Figura 2.19 – Componentes da força de corte no brunimento (PAUCHSCH, 1996).

Pauchsch (1996) cita que variações nas velocidades axial (v_{ca}) e tangencial (v_{ct}) praticamente não influenciam a componente tangencial da força (F_{ct}). Já a componente axial da força de corte (F_{ca}) aumenta com o aumento da velocidade axial e diminui com o aumento da velocidade tangencial (PAUCHSCH, 1996). Isso significa que o aumento da velocidade de corte através do aumento da componente tangencial, como alternativa para maiores taxas de remoção, pode implicar uma redução das forças de corte axial e tangencial, o que poderia ser benéfico para uma maior vida de ferramenta.

Na Figura 2.19 pode-se observar que a componente da força resultante normal à superfície brunida F_{cN} relaciona-se com a pressão de contato (P_s) através da área nominal de contato do segmento abrasivo de brunir A_z (VICTOR et al., 1982b). Essa força influencia negativamente o resultado do brunimento, visto que gera deformações elásticas na peça durante o brunimento.

Para a medição da força normal F_{cN} , o Instituto IWF¹³ desenvolveu um sistema de medição montado diretamente nos segmentos abrasivos de brunimento, sendo o sistema aplicável a ferramentas de brunimento rotativas, o que permite grande precisão na medição (HOFFMEISTER, 2005). Nos experimentos do presente trabalho, a força normal foi calculada a partir da força exercida pela máquina para expandir a ferramenta através de seu cone, susceptível, portanto, a maiores incertezas em relação a uma medição direta. Estudos realizados por Yokohama et al. (1987) demonstraram boa correlação entre os valores reais de força normal e os valores calculados a partir da força de expansão exercida pela máquina, desconsiderando o atrito.

A componente tangencial da força de corte permite o cálculo do momento torçor (Equação 2.1) e a consequente potência de rotação da ferramenta. A força de corte possibilita o cálculo da potência total de corte (Equação 2.2) (PAUCHSCH, 1996). O cálculo da força de corte tangencial (F_{ct}) e axial (F_{ca}) pode ser realizado a partir de medições com célula piezelétrica posicionada sob a peça que está sendo brunida (PERES, 1994; YOKOHAMA; ICHIMIYA, 1983b).

$$M_c = z \cdot \frac{d}{2} \cdot F_{ct} \text{ [N.m]}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 2.1}$$

- ✓ M_c = momento torçor de corte [N.mm];
- ✓ z = número de segmentos abrasivos de brunimento em contato com a peça;
- ✓ d = diâmetro do cilindro brunido [mm];
- ✓ F_{ct} = força de corte tangencial [N].

$$P_c = z \cdot F_c \cdot \frac{v_c}{60} \text{ [W]}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 2.2}$$

- ✓ P_c = potência de corte [W];
- ✓ F_c = Força de corte [N];
- ✓ v_c = velocidade de corte [m/min].

¹³ IWF: *Institut für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik*, pertencente a *Technische Universität Braunschweig*.

2.3.8 Quantificação do desempenho dos segmentos abrasivos de brunimento

Além das características da textura gerada na superfície brunida da peça, dois importantes fatores definem o desempenho de um segmento abrasivo de brunimento: a capacidade de remoção de material e a relação de desgaste (G).

A capacidade de corte de uma ferramenta de brunir pode ser quantificada através do volume de material removido na unidade de tempo. O cálculo do volume de material removido (Q) pode ser feito pela medição da redução de massa do componente, ou mais comumente, por meio da medição do aumento do diâmetro do cilindro brunido, segundo a Equação 2.3 (VICTOR et al., 1982a; WEIGMANN, 1997).

$$Q = \frac{\pi \cdot (d_2^2 - d_1^2)}{4} \cdot l \text{ [mm}^3\text{]}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 2.3}$$

- ✓ Q = volume de material removido [mm³];
- ✓ d₁ = diâmetro do cilindro antes do brunimento [mm];
- ✓ d₂ = diâmetro do cilindro após o brunimento [mm];
- ✓ l = comprimento do cilindro [mm].

A taxa de remoção de material leva em conta o importante fator tempo de brunimento. Considerando as variações na capacidade de corte da ferramenta, bem como as correções de erros de forma e de rugosidade provenientes do processo anterior de brunimento, nota-se que a taxa de remoção de material é variável ao longo de uma operação. Entretanto, a taxa de remoção média calculada conforme a Equação 2.4 (VICTOR et al., 1982a; WEIGMANN, 1997) traz, na maioria das vezes, uma informação suficientemente precisa.

$$Z = \frac{Q}{t} \text{ [mm}^3\text{/s]}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 2.4}$$

- ✓ Z = taxa de remoção de material [mm³/s];
- ✓ t = tempo efetivo de brunimento [s].

Levando-se em consideração as inúmeras possibilidades de combinações geométricas de segmentos abrasivos, bem como o número de segmentos em uma

mesma ferramenta, a taxa de remoção de material não é uma grandeza adequada para comparações entre ferramentas com configurações distintas. Para tanto, adiciona-se à equação um fator geométrico, que representa a área total de contato entre os segmentos abrasivos e a peça (A), mostrada na Equação 2.5 (PAUCKSCH, 1996).

$$A = b \cdot h \cdot z \text{ [mm}^2\text{]}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 2.5}$$

- ✓ A = área total de contato entre os segmentos abrasivos de brunimento e a peça [mm²];
- ✓ b = largura dos segmentos abrasivos de brunimento [mm];
- ✓ h = comprimento dos segmentos abrasivos de brunimento [mm];
- ✓ z = número de segmentos abrasivos de brunimento em contato com a peça.

De posse da área total de contato, pode-se calcular a taxa de remoção de material específica, exibida na Equação 2.6, a qual é normalmente empregada na quantificação da capacidade de corte de um processo, permitindo uma comparação entre processos e ferramentas com diferentes configurações (PAUCKSCH, 1996).

$$Z'' = \frac{Z}{A} = \frac{Q}{t \cdot A} \text{ [mm}^3\text{/(mm}^2\text{.s)}\text{]}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 2.6}$$

- ✓ Z'' = taxa de remoção de material específica [mm³/(mm².s)].

Já a taxa de desgaste dos segmentos abrasivos é quantificada mediante a relação G, que relaciona o volume de material removido da peça com o volume desgastado dos segmentos abrasivos, conforme Equação 2.7 (PAUCKSCH, 1996).

$$G = \frac{V_w}{V_h}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 2.7}$$

- ✓ G = relação que quantifica a vida dos segmentos abrasivos de brunimento [adimensional];
- ✓ V_w = somatória do volume de material removido da(s) peça(s) [mm³];
- ✓ V_h = volume de material desgastado dos segmentos abrasivos de brunimento [mm³];

2.3.9 Formas de desgaste de segmentos abrasivos de brunimento

No processo de brunimento, os materiais de grãos abrasivos atualmente conhecidos que permitem atingir maiores níveis de vida de ferramenta são o diamante e o CBN, os denominados superabrasivos. Tais abrasivos podem ser empregados com diferentes tipos de ligantes, sendo mais comumente utilizados os ligantes metálicos sinterizados. Nesta subseção serão discutidas as formas de desgaste que ocorrem em segmentos abrasivos de brunir constituídos de superabrasivos em ligantes metálicos, com especial ênfase ao diamante.

O desgaste dos segmentos abrasivos de brunir se compõem pelo desgaste dos grãos abrasivos e pelo desgaste do ligante (FLORES,1998; WEIGMANN, 2005b). O desgaste do grão abrasivo se dá de três formas: cegamento do grão, microfratura e/ou fratura do grão, e arrancamento do grão do ligante. Por sua vez, o desgaste do ligante se dá principalmente pelo atrito entre ele e a peça, atrito com cavacos e com partículas abrasivas (NAGEL, 1998a; FLORES, 1998).

Paucksch (1996) adiciona a possibilidade de adesão do material da peça ao segmento abrasivo, que pode ocasionar um desgaste ou a perda da capacidade de corte da referida ferramenta.

Adicionalmente às formas de desgaste acima mencionadas, Duncan e Ball (1991) destacam a forma de desgaste na qual ocorre a quebra do grão abrasivo ao nível do ligante.

A seguir, são discutidas as formas de desgaste observáveis no brunimento de peças metálicas, utilizando-se segmentos abrasivos compostos de diamante ou CBN em ligantes metálicos.

2.3.9.1 Cegamento do grão abrasivo

O cegamento do grão abrasivo é causado pelo atrito desse com a peça, em situações em que o carregamento mecânico do grão, imposto pela penetração do mesmo no material da peça, não é suficiente para promover microfraturas, conduzindo ao cegamento (FLORES, 1998). Estudos dos mecanismos de desgaste dos grãos abrasivos em brunimento, tais como abrasão, oxidação, difusão ou grafitização, não foram encontrados em literatura. Um exemplo de diamante com cegamento pode ser visto na Figura 2.20.

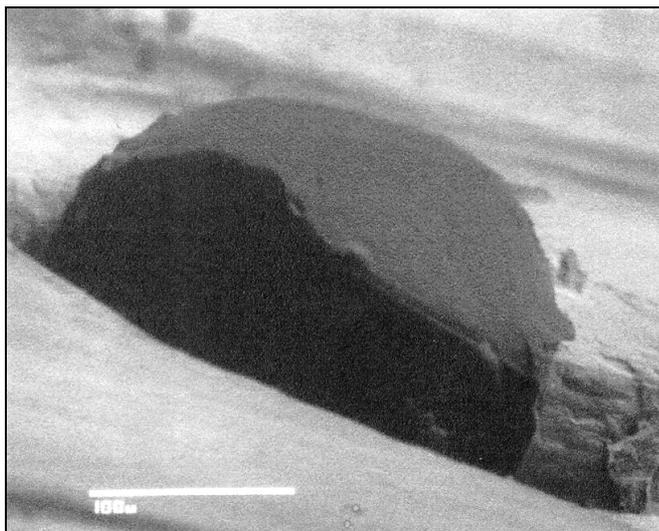


Figura 2.20 – Grão abrasivo de diamante com cegamento (SCHMID, 1997b).

Conforme visto em 2.3.2.2, os grãos abrasivos podem apresentar diferentes características de tenacidade e de resistência mecânica, o que, juntamente com as características de processo, define sua forma predominante de desgaste. Saljé, Möhlen e von See (1987) citam um importante fator de influência no tipo de desgaste predominante em um segmento abrasivo de brunir. Trata-se do carregamento mecânico ao qual o grão abrasivo é submetido. Esse carregamento pode ser analisado, independentemente do material da peça, pela seção de usinagem média por grão (\bar{A}_{cs}), que pode ser calculada pela Equação 2.8 (SALJÉ; MÖHLEN; SEE, 1987).

$$\bar{A}_{cs} = \frac{1}{N_{actA}} \cdot \frac{Z}{v_c \cdot A}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 2.8}$$

- ✓ \bar{A}_{cs} = seção de usinagem média por grão [mm^2];
- ✓ N_{actA} = número de grãos ativos por unidade de área [grãos/ mm^2];
- ✓ Z = taxa de remoção de material [mm^3/s];
- ✓ v_c = velocidade de corte [mm/s];
- ✓ A = área de contato nominal entre os segmentos abrasivos de brunimento e a peça [mm^2].

Para uma determinada combinação de material da peça, tipo de abrasivo e tipo de ligante, a forma de desgaste predominante no segmento abrasivo pode ser

influenciada pela alteração de \bar{A}_{cs} . Valores menores de \bar{A}_{cs} tendem a gerar um predomínio de cegamento dos grãos abrasivos. Valores elevados de \bar{A}_{cs} tendem a gerar o arrancamento completo do grão abrasivo, por exceder a força de sustentação do grão oferecida pelo ligante, ou a fratura de grandes parcelas do grão abrasivo. Valores intermediários de \bar{A}_{cs} tendem a gerar a desejável microfratura dos grãos abrasivos, que permite a manutenção da capacidade de corte da ferramenta ao longo de sua vida, evitando seu desgaste prematuro (SALJÉ; MÖHLEN; SEE, 1987).

Ueda e Yamamoto (1984) criaram um modelo teórico para o processo de brunimento que, levando em conta a dificuldade em estimar o número de grãos abrasivos ativos em um segmento de brunir, considera-o como uma ferramenta de gume único, cuja capacidade de corte varia ao longo do tempo. A variável \bar{a}_i – profundidade de corte nominal por segmento abrasivo¹⁴ – foi criada para quantificar a severidade do processo para o segmento abrasivo. Em experimentos práticos, analisaram a aplicação do conceito, verificando que o aumento de \bar{a}_i leva a uma alteração da forma do desgaste dos grãos abrasivos, de cegamento para microfratura e, após, a um arrancamento, simultaneamente a um aumento da rugosidade R_a da peça e redução da relação G . Os autores definem ainda um valor crítico para a grandeza \bar{a}_i , denominada profundidade crítica de corte nominal por segmento abrasivo, denotada por \bar{a}_{ic} . A grandeza \bar{a}_{ic} é definida como o menor valor de \bar{a}_i a partir do qual a força específica de corte (K_s ¹⁵) é constante. A Figura 2.21 ilustra um gráfico de K_s vs. \bar{a}_i para diferentes condições de brunimento. Os pontos de inflexão das curvas indicam os valores de \bar{a}_{ic} para as combinações de materiais/ferramentas/parâmetros de brunimento citadas. Processos de brunimento com $\bar{a}_i > \bar{a}_{ic}$ caracterizam-se por apresentar excessiva penetração dos grãos abrasivos na peça, implicando um elevado desgaste dos segmentos de brunir e elevada rugosidade na peça. Processos nos quais $\bar{a}_i < \bar{a}_{ic}$ compreendem a situação

¹⁴ \bar{a}_i : grandeza que pode ser interpretada como a profundidade de corte a_p em um processo de usinagem de geometria definida.

¹⁵ Força específica de corte (K_s): grandeza análoga à pressão de contato (P_s), porém calculada por um método próprio.

desejável, em que melhores valores de G podem ser obtidos (UEDA; YAMAMOTO, 1984).

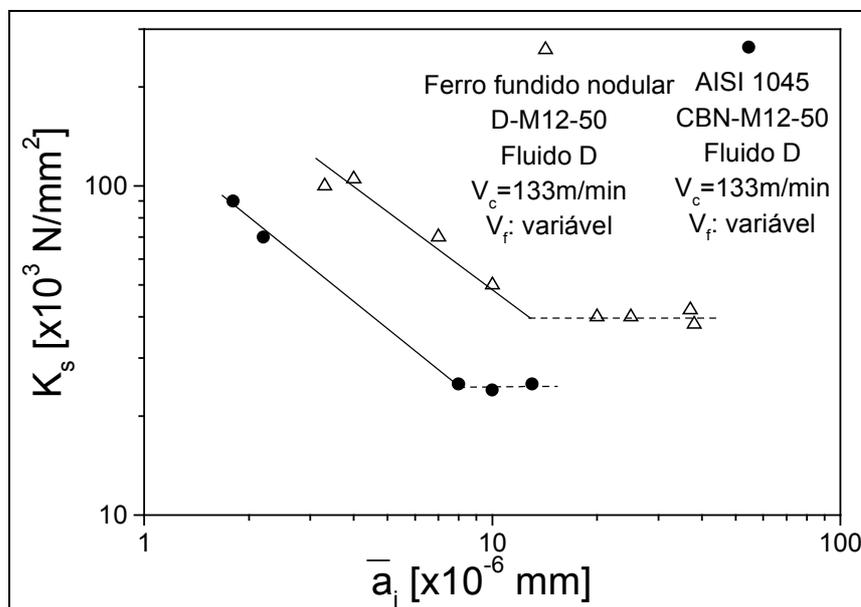


Figura 2.21 – Variação da força específica de corte (K_s) em função da profundidade nominal de corte por segmento abrasivo de brunimento (\bar{a}_i) (UEDA; YAMAMOTO, 1987).

2.3.9.2 Arrancamento do grão abrasivo

O arrancamento do grão abrasivo ocorre em situações em que o carregamento sobre ele excede a força de sustentação fornecida pelo ligante. Tais situações podem ocorrer em função do avançado desgaste do ligante adjacente ao grão, reduzindo a sua força de sustentação (FLORES, 1998). Tal situação é menos crítica na composição do desgaste da ferramenta, pois o desgaste do ligante adjacente ao grão é o resultado da ação de corte do próprio grão por determinado tempo, removendo material da peça e gerando cavacos. O arrancamento também pode se dar pela perda de capacidade de corte do grão, o que aumenta a força de atrito e as forças de corte que atua no grão, resultando em uma sobrecarga mecânica na força de retenção proporcionada pelo ligante (FLORES, 1998). O arrancamento ainda pode ocorrer sem que o grão esteja cego, ou mesmo que o ligante adjacente esteja significativamente desgastado, mas apenas relacionado a uma falta de resistência do ligante para o processo em questão. Um modelo matemático para a estabilidade do grão abrasivo no ligante em função das forças de corte e normal, e

da rigidez do ligante é descrito no trabalho de Szabó (2004). König (1989) ressalta o importante efeito da inversão do sentido da força de corte sobre o grão abrasivo, em função do movimento alternante de brunimento, como potencializador do arrancamento ou mesmo microlascamento dos abrasivos. Tal efeito é verificado com o aumento da velocidade de corte axial, que promove uma maior taxa de renovação dos abrasivos.

2.3.9.3 *Microfratura do grão abrasivo*

A microfratura dos grãos abrasivos também é uma importante forma de desgaste. Essa acontece nas regiões preferenciais de fratura dos grãos (FLORES, 1998). A Figura 2.22 ilustra um diamante que apresenta microfraturas. Este tipo de desgaste é desejável, uma vez que a quebra progressiva dos grãos em pequenas partículas gera constantemente novos gumes de corte, mantendo a boa capacidade de corte da ferramenta, sem a queda de grandes porções do grão ou seu completo arrancamento.

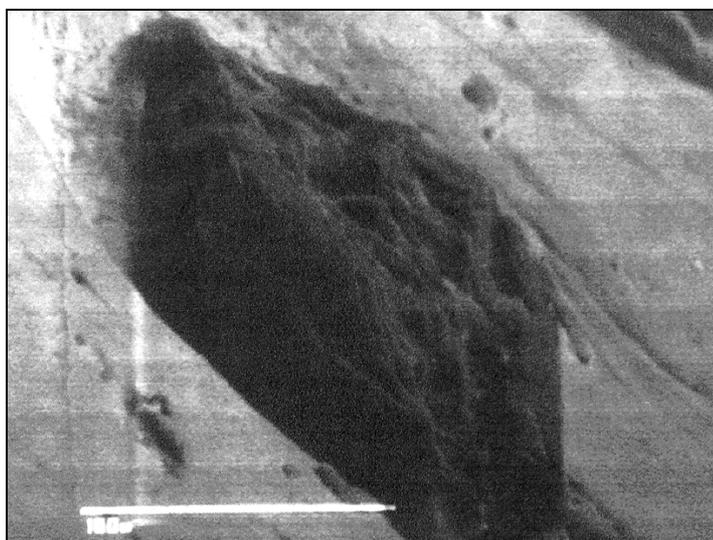


Figura 2.22 – Diamante que apresenta microfraturas (SCHMID, 1997b).

Pode-se citar ainda uma variação do desgaste por microfraturas, na qual ocorre a quebra de uma grande parcela do grão, ficando a parte remanescente rompida ao nível ou mesmo abaixo do ligante e, por conseguinte, sem contato com a

peça até que o desgaste do ligante possa expor novamente o grão rompido. Essa forma de desgaste, aqui denominada macrofratura, pode ser entendida como benéfica por gerar novos gumes em um mesmo grão, porém traz como consequência uma taxa de desgaste excessivamente elevada.

2.3.9.4 Desgaste do ligante

O desgaste do ligante deve-se principalmente ao atrito com cavacos e partículas de grãos abrasivos, assim como entre o ligante e a superfície da peça. Os cavacos gerados pela ação do corte, ao se deslocarem da região de corte, atitam contra o ligante do segmento abrasivo causando um desgaste. Como resultado, o ligante imediatamente à frente do grão abrasivo fica sujeito a um desgaste intenso, o que gera localmente uma cratera. Em ambos os lados do grão abrasivo, o fluxo de cavacos produz sulcos cuja inclinação é determinada pela composição de velocidades axial e tangencial da ferramenta. Através destes sulcos os cavacos são conduzidos da região de corte para a parte posterior do segmento abrasivo, onde são retirados da zona de corte pela ação do fluido de corte (FLORES, 1998).

2.3.10 Temperatura no brunimento

A temperatura média nos cilindros de blocos de motores gerada em função do processo de brunimento tem tido uma crescente importância na medida em que tem havido um estreitamento das tolerâncias do produto a fim de atender as exigências dos motores atuais, simultaneamente a uma redução das espessuras de paredes da peça. Por outro lado, a necessidade de aumento de produtividade e de estabilidade do processo de brunimento tem conduzido à utilização de materiais superabrasivos, os quais empregam maiores velocidades de corte, causando um significativo aumento da temperatura da peça em relação aos abrasivos convencionais (LIN; SHEN, 1993; YOKOHAMA; YCHIMIYA, 1983a). Abaixo são discutidos alguns métodos e resultados de medição de temperaturas geradas no brunimento.

2.3.10.1 Métodos de avaliação da temperatura

Dentre os poucos trabalhos disponíveis na literatura referentes ao estudo da temperatura no brunimento de cilindros, destaca-se o realizado por Lin e Shen (1993), que avalia a temperatura em camisas de cilindros em ferro fundido cinzento, em função de variáveis de processo. O método de medição de temperatura empregado utilizou um sistema experimental conforme mostrado na Figura 2.23.

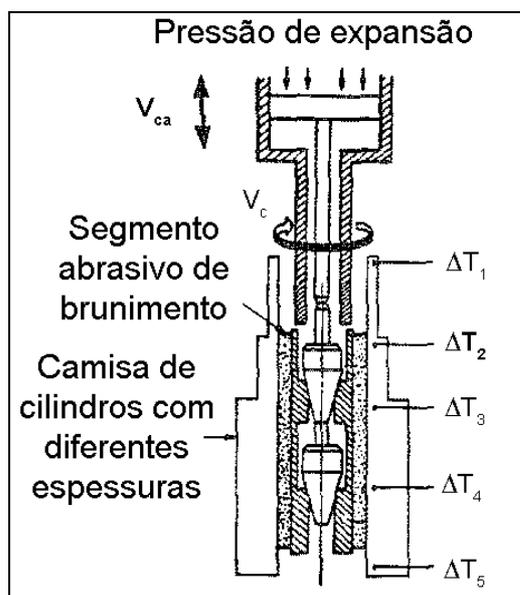


Figura 2.23 – Sistema para medição de temperatura da peça durante o brunimento (LIN e SHEN, 1993).

No cilindro de diâmetro externo escalonado (Figura 2.23), foram montados cinco sensores de temperatura, através dos quais a diferença de temperatura ΔT foi avaliada durante o brunimento, sendo ΔT_i o aumento de temperatura identificado em cada região da peça em relação à temperatura inicial. A ponta dos sensores foi posicionada a uma profundidade de 0,5mm da parede interna do cilindro, o que foi considerado perto o suficiente para medir a temperatura instantânea na parede do cilindro. A opção em utilizar um corpo-de-prova com espessuras de paredes diferentes ao longo de seu comprimento foi adotada com o objetivo de se avaliar a influência da própria espessura de parede no resultado de temperatura. Essa avaliação foi, entretanto, influenciada por outros fatores como: sentido da vazão do fluido de corte, priorizando a refrigeração na parte superior da peça; tempo de contato dos segmentos abrasivos não uniforme ao longo de toda a peça; e condução

de calor no sentido axial da peça, levando a erros no resultado. Um resultado típico de medição de temperatura é apresentado na Figura 2.24. Nota-se que as temperaturas medidas aumentam durante o tempo de brunimento e diminuem após o recuo dos segmentos abrasivos. Em função das características de processo já mencionadas, o aumento da temperatura se dá de maneira não uniforme ao longo do cilindro, permanecendo, nesse caso, entre 5 e 25°C, causando distorções de geometria e variação de diâmetro à medida que o cilindro volta à temperatura ambiente (LIN; SHEN, 1993). As medidas por esse método não permitem conclusões referentes à temperatura na interface grão/cavaco, que possui outra ordem de grandeza, mas possibilitam uma análise da deformação da peça causada pelo aquecimento.

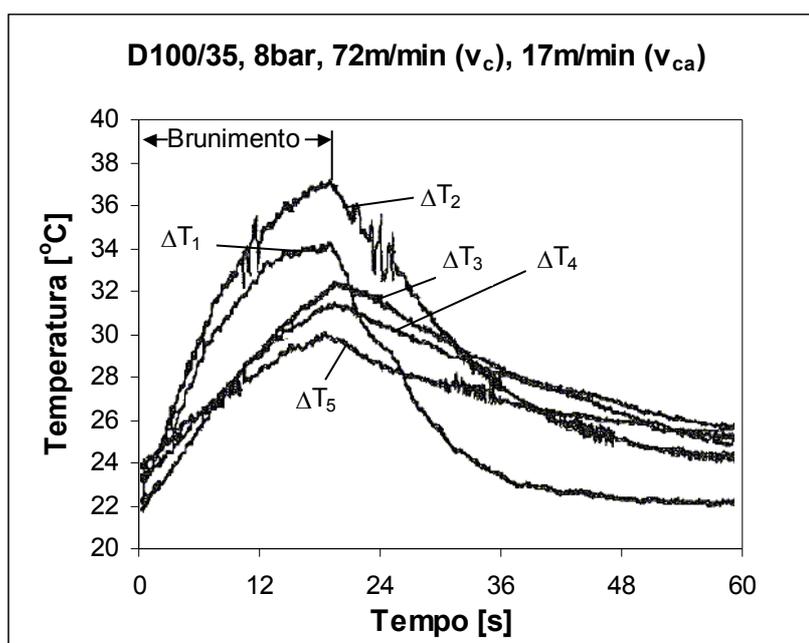


Figura 2.24 – Típicos resultados de medições de temperatura em corpos-de-prova de ferro fundido cinzento, realizadas por Lin e Shen (1993).

Experimentos de medição de temperatura também foram realizados por Saljé e von See (1987), em uma bancada experimental de brunimento externo, na qual o movimento de rotação é realizado pela peça enquanto o segmento abrasivo realiza a oscilação. Tal bancada experimental é descrita em maiores detalhes em 2.4. As medições também foram efetuadas através de sensor de temperatura, no entanto, este não foi posicionado na peça, mas no segmento abrasivo, como pode ser visualizado na Figura 2.25. Após o pré-posicionamento do sensor, os segmentos

abrasivos de brunimento foram retificadas com rebolo de carboneto de silício, até que a exposição do termo-elemento fosse de $20\mu\text{m}$ em relação ao ligante¹⁶.

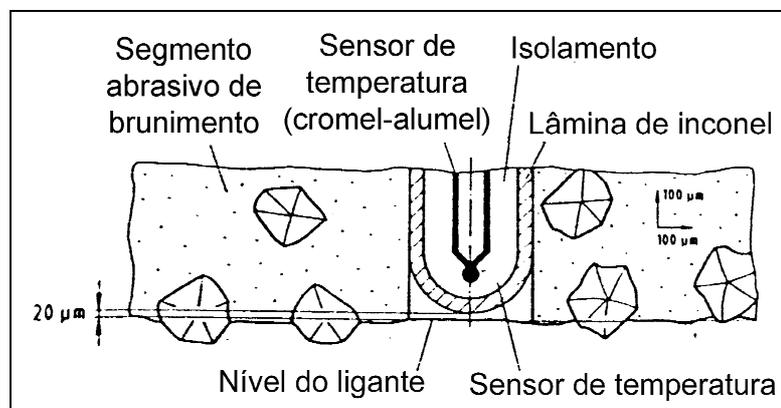


Figura 2.25 – Posicionamento do sensor para medição da temperatura no segmento abrasivo de brunimento (SALJÉ; SEE, 1987).

Weigmann (1997) realizou medições de temperatura em camisas de cilindros revestidas internamente com material cerâmico. Com o objetivo de minimizar o aquecimento da peça através da adequação dos parâmetros de brunimento, efetuou medições de temperatura na peça sob diferentes condições de processo. Para tal, produziu um furo na parede externa do cilindro até a profundidade de 1mm distante da parede interna, no qual introduziu um termo-elemento, acoplado a um sistema de coleta de dados. Esse método permitiu que a deformação térmica da peça fosse minimizada pela otimização do processo de brunimento.

As medições de temperatura que compõem a presente tese foram realizadas empregando-se um método similar aos citados por Lin e Shen (1993) e Weigmann (1997), em que a medição de temperatura é realizada por meio de sensores acoplados à peça sendo brunida. Tal método foi selecionado em função do objetivo de minimizar a deformação no cilindro brunido causado pelo aquecimento. O detalhamento do método empregado nas medições encontra-se em 3.2.5.

2.3.10.2 Efeitos da variação de parâmetros de brunimento na temperatura da peça

Yokohama e Ychimiya (1983a) avaliaram a influência de alguns fatores na deformação térmica de um corpo-de-prova com geometria de camisa de cilindro.

¹⁶ Resultados obtidos são citados em 2.3.10.2.

Identificaram uma redução da variação do diâmetro da peça com o uso de fluido de corte de retificação (emulsão) em lugar de óleo de brunimento (óleo mineral diluído em querosene). Nos corpos-de-prova cilíndricos empregados, de espessura de parede constante, a dilatação térmica da peça se deu de modo uniforme, com pouca influência na forma do cilindro. Verificaram, também, a maior deformação do cilindro gerada pelo aumento da pressão de contato (P_s). Em um segundo trabalho, realizaram medições de temperatura e obtiveram conclusões similares (YOKOHAMA; YCHIMIYA, 1983b). Em trabalho posterior, observaram a influência da espessura não-uniforme da parede do cilindro brunido, que gera um aumento no erro de cilindridade, em função do gradiente de temperatura ao longo da peça (YOKOHAMA; YCHIMIYA, 1984). Estudaram, ainda, a influência da dureza do segmento abrasivo de brunimento no aumento da temperatura da peça. Nesse estudo, entretanto, a taxa de remoção não foi mantida constante, impossibilitando a análise do efeito da dureza do segmento abrasivo, isoladamente (YOKOHAMA et al., 1988).

Utilizando como fluido de corte um óleo mineral de baixa viscosidade, Lin e Shen (1993), já mencionados em 2.3.10.1, avaliaram a influência dos seguintes fatores na temperatura da peça:

- ✓ pressão de expansão: entre 8 e 16 bar – aprox. entre 0,8 e 1,6N/mm²;
- ✓ velocidade de corte resultante (v_c): entre 36 e 144 m/min;
- ✓ velocidade de corte axial (v_{ca}): entre 7 e 20m/min;
- ✓ tamanho de grão/concentração dos abrasivos: D15/50 e D100/35.

O aumento da pressão de expansão, da velocidade de corte (v_c), da velocidade de corte axial (v_{ca}) e do tamanho do abrasivo são estratégias que permitem o aumento da taxa de remoção. Desse modo, esses parâmetros foram estudados sob o aspecto do aumento da temperatura da peça, sendo esse um fator determinante da qualidade do brunimento. A influência individual de cada um desses fatores pode ser vista na Figura 2.26.

A pressão de expansão gerou aumentos de temperatura da ordem de 25°C, em função da maior profundidade de penetração dos grãos abrasivos e, portanto, da maior energia despendida na remoção de cavacos (Figura 2.26(a)). O aumento mais significativo de temperatura ocorreu na segunda menor seção de parede, ou seja, na região em que haverá, adicionalmente à deformação térmica, uma maior susceptibilidade à deformação mecânica.

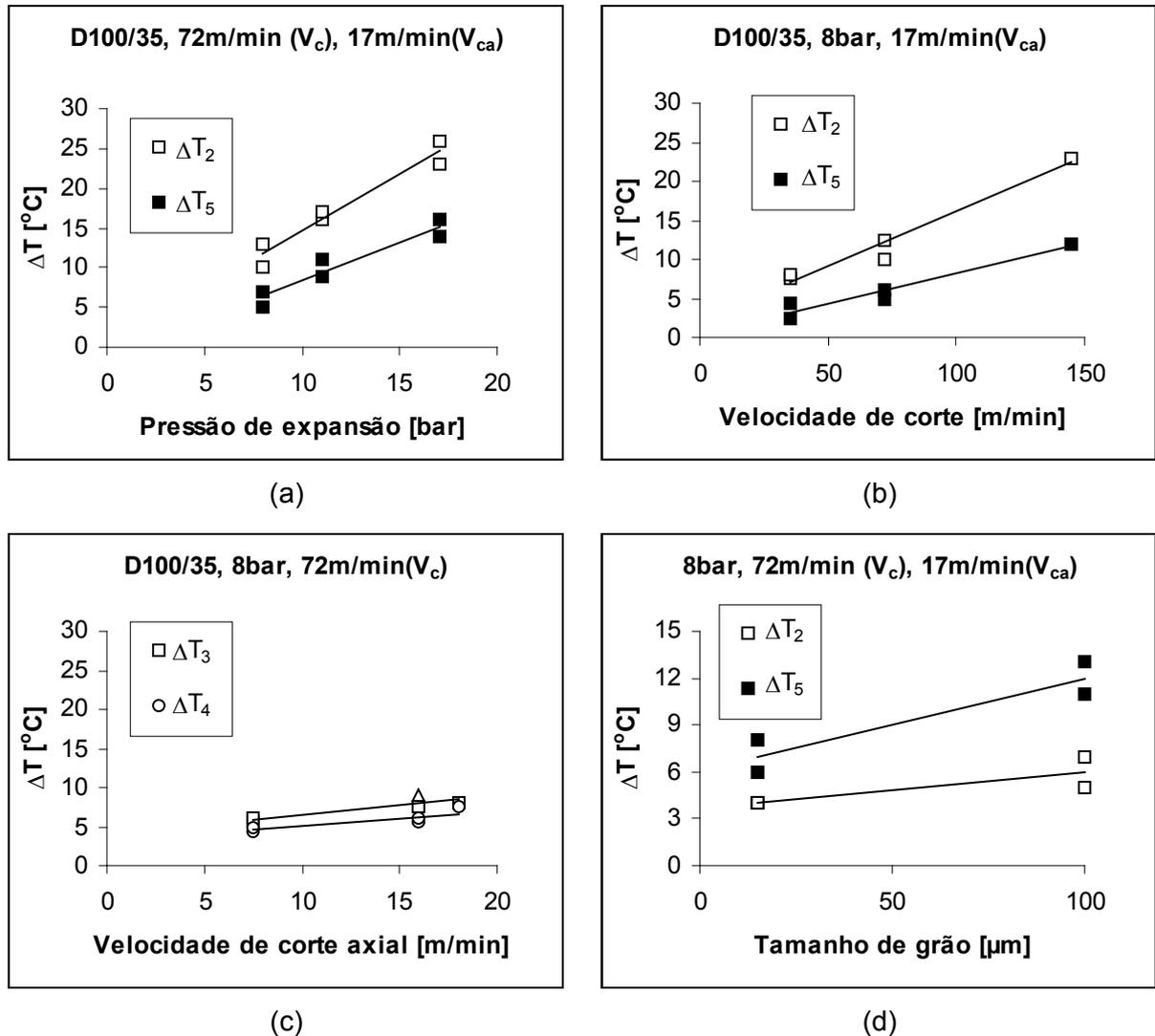


Figura 2.26 – Efeito, na temperatura da peça, (a) da pressão de expansão, (b) da velocidade de corte, (c) da velocidade de corte axial e (d) do tamanho de grão (LIN; SHEN, 1993).

O aumento da velocidade de corte também implicou um aumento da temperatura da peça (Figura 2.26(b)), nesse caso, à pressão de expansão constante. No trabalho de Yokohama e Ichimiya (1983b), no qual foram empregados segmentos abrasivos de SiC, tal aumento é pouco expressivo, da ordem de 5°C , em virtude da magnitude das velocidades de corte, as quais não excederam 50m/min. No caso de Lin e Shen (1993), superabrasivos em ligas metálicas permitiram um significativo aumento de velocidade de corte, com um maior aumento da temperatura. No caso do aumento da velocidade de corte, porém, a causa do maior aquecimento não é a mesma daquela observada com o aumento da pressão de expansão. O aumento da velocidade gera uma maior frequência de remoção de

cavacos, o que traz como conseqüência um aumento da energia específica de brunimento¹⁷. Nessa situação, a deformação do cilindro não sofre a influência negativa da maior pressão de contato (P_s), mas apenas da temperatura (LIN e SHEN, 1993).

O aumento da velocidade axial também se reflete em maiores temperaturas na peça (Figura 2.26(c)). Isso se explica pelo maior desgaste e conseqüente enfraquecimento das forças de ancoragem do grão abrasivo ao ligante, facilitando sua remoção. Isso implica uma maior agressividade do segmento abrasivo de brunir, o que gera uma maior penetração dos grãos abrasivos e uma maior taxa de remoção, e portanto, maiores temperaturas (LIN e SHEN, 1993).

De modo similar, o emprego de abrasivos com maiores tamanhos de grão também implica maiores temperaturas, em razão do aumento da taxa de remoção (Figura 2.26(d)) (LIN e SHEN, 1993). Grãos abrasivos maiores reduzem o efeito mencionado por Saljé e von See (1987), de redução de sua capacidade de penetração na peça em função da formação de uma camada de filme lubrificante entre o segmento abrasivo e a peça, especialmente em maiores velocidades de corte.

O efeito da velocidade de corte na temperatura da peça também foi analisado por Saljé e von See (1987), citados em 2.3.10.1. Em seus experimentos em bancada experimental de brunimento externo, avaliaram o ganho em taxa de remoção de material com o aumento da velocidade de corte e o conseqüente aumento de temperatura. A Figura 2.27 ilustra os resultados obtidos em corpos-de-prova de ferro fundido cinzento. Observa-se que o aumento da velocidade de corte para valores de até 17,5m/s (1050m/min) propiciou uma elevação de Z'' para até 0,04mm³/(mm².s) (Figura 2.27(a)), o que ainda é um valor bastante reduzido considerando-se o tamanho de grão D251 empregado. Com segmentos abrasivos D91 e D46, a taxa de remoção foi ainda menor, de até 0,02 mm³/(mm².s). Na Figura 2.27(b) é mostrado o aumento da temperatura do ligante sob diferentes velocidades de corte e pressões de contato, ao longo do experimento com duração de 200s (3,33min), com emprego de fluido de corte óleo integral de brunimento. A condição mais crítica ocorreu a $v_c=18\text{m/s}$ e $P_s=1\text{N/mm}^2$, em que o ligante atingiu temperaturas entre 90 e 125°C.

¹⁷ Energia específica de brunimento [J/mm³]: É a energia total necessária ao brunimento (U) dividida pelo volume de material removido [Q].

Nesse caso, o teste foi interrompido após 100s devido à soldagem do segmento abrasivo de brunir à peça. Isso ocorreu em decorrência da perda das propriedades lubrificantes do óleo em temperaturas entre 100 e 150°C.

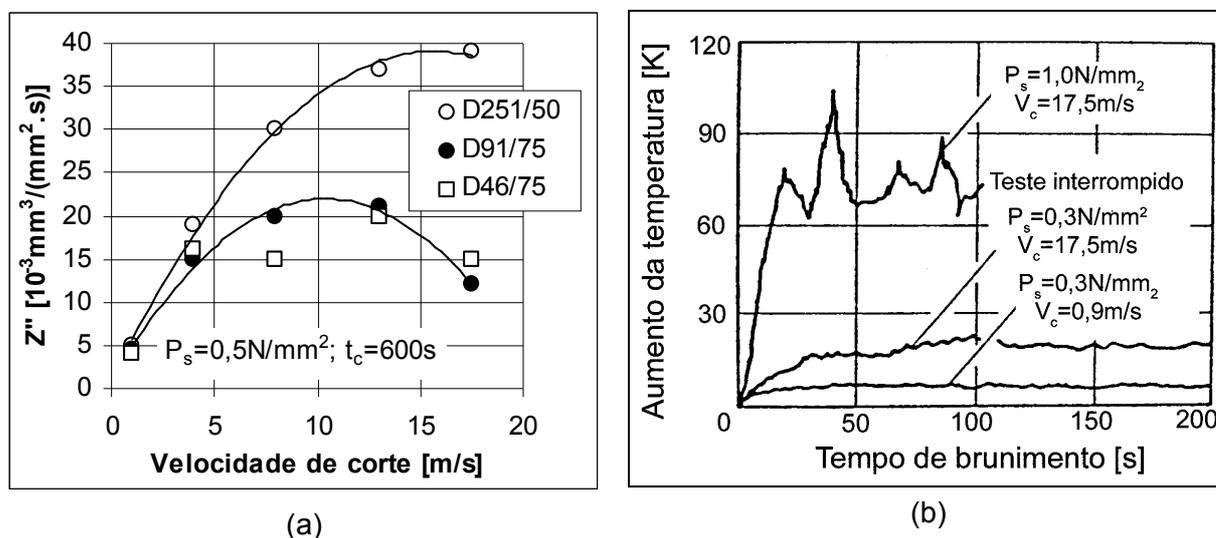


Figura 2.27 – Experimento em bancada experimental de brunimento externo avaliando a influência da velocidade de corte (a) na taxa de remoção de material e (b) na temperatura do segmento abrasivo de brunimento (SALJÉ; SEE, 1987).

2.4 Simulação do brunimento em bancadas de testes

Uma das partes experimentais do presente trabalho, denominada “Etapa 1”, compreende experimentos e estudos em uma bancada experimental de brunimento, como será descrito em 3.1. Tal sistema de simulação do processo de brunimento de cilindros apresenta algumas características peculiares. A fim de caracterizar o comportamento típico de experimentos nesse tipo de bancada experimental, é importante reportar outros trabalhos desse gênero, desenvolvidos na *Technische Universität Braunschweig*, os quais foram realizados em uma bancada de testes bastante similar.

Saljé e von See (1987) descrevem o conceito da bancada experimental, que pode ser visualizado esquematicamente na Figura 2.28. A Figura 2.29 também ilustra o sistema em questão. Nesse sistema, um segmento abrasivo de brunir é pressionado contra a peça com uma força predeterminada, através de um sistema hidráulico. A velocidade tangencial é gerada pelo movimento de rotação da peça e a

velocidade axial pelo movimento oscilatório do segmento abrasivo, caracterizando um processo de brunimento externo. Velocidade tangencial, velocidade axial e comprimento do curso são parâmetros que podem ser independentemente ajustados. Na base do segmento abrasivo encontra-se montada uma célula piezelétrica de carga, com capacidade de medição em 3 direções, ou seja, força normal, força tangencial e força axial.

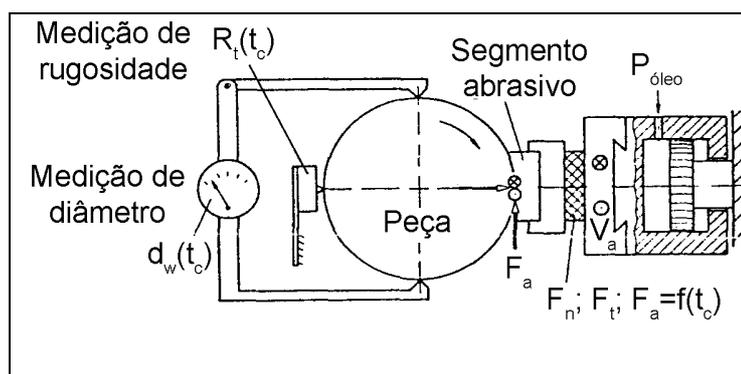


Figura 2.28 – Representação esquemática de bancada experimental, IWF Braunschweig (SALJÉ; SEE, 1987).

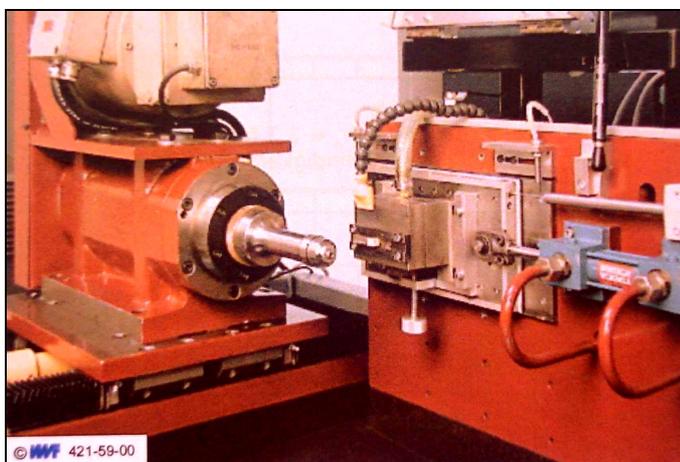


Figura 2.29 – Bancada experimental de brunimento externo, IWF Braunschweig (HOFFMEISTER, 2005).

Resultados típicos obtidos a partir desse sistema são mostrados na Figura 2.30. Nota-se que, no início do processo, a agressividade do segmento abrasivo de brunir permite uma maior penetração dos grãos abrasivos na peça, gerando uma maior rugosidade (Figura 2.30(a)) e uma maior taxa de remoção de material (Figura 2.30(b)). No decorrer do experimento, o segmento de brunir passa a perder sua agressividade devido ao cegamento dos grãos abrasivos, implicando menor

rugosidade e taxa de remoção. Após certo tempo, essas grandezas passam a assumir um valor praticamente constante. A partir desse ponto, o diâmetro da peça passa a reduzir em uma taxa praticamente constante (Figura 2.30(c)) (SALJÉ; MUSHARDT; SEE, 1987). Tal comportamento ocorre tipicamente em bancadas experimentais, com tempos de brunimento relativamente longos, da ordem de 600s (SEE, 1987). Em uma bancada experimental como a aqui citada, realiza-se o brunimento sobre uma mesma superfície ao longo de todo o experimento, o que prejudica a renovação da capacidade de corte da ferramenta, ocasionando taxas de remoção e rugosidade da peça decrescentes. Em um processo normal de brunimento de cilindros, em uma brunidora, um novo cilindro é brunido em períodos relativamente curtos, cerca de 30s. Esses cilindros possuem uma determinada rugosidade proveniente do processo de usinagem anterior, a qual contribui na taxa de renovação dos grãos abrasivos e na capacidade de corte da ferramenta, a qual se mantém constante ao longo do tempo.

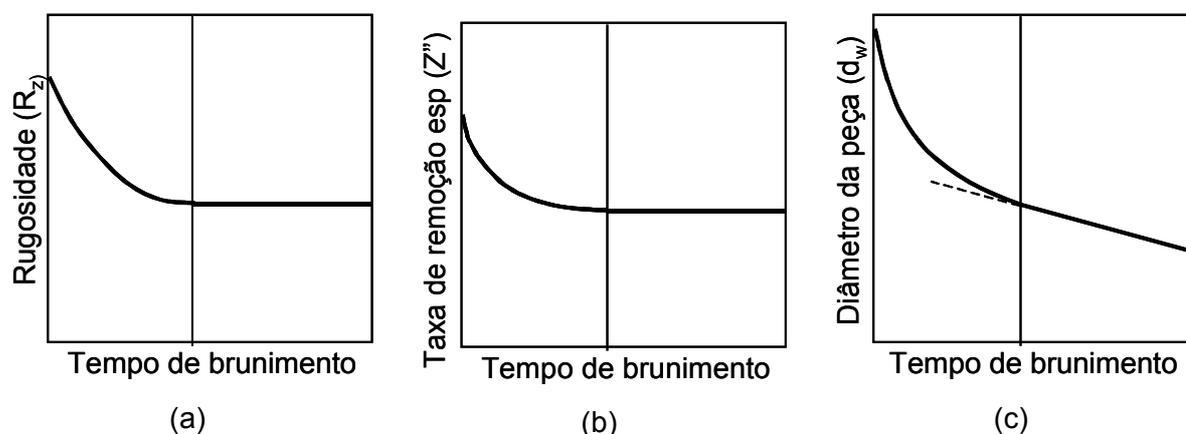


Figura 2.30 – Resultados típicos ensaios de longa duração em bancada de testes de brunimento: (a) rugosidade da peça, (b) taxa de remoção e (c) diâmetro da peça (SALJÉ; MUSHARDT; SEE, 1987).

Todavia, o emprego de forças normais mais elevadas pode gerar um processo de autoafiação dos segmentos abrasivos de brunimento, mesmo na situação de bancada experimental, na qual não há uma renovação da rugosidade da peça. Em tal condição, ocorre um maior estilhaçamento e arrancamento dos grãos abrasivos, o que gera um desgaste significativamente elevado do segmento abrasivo (SALJÉ; MUSHARDT; SEE, 1987).

Ueda e Yamamoto (1987) também realizaram testes de brunimento em bancada experimental, utilizando um único segmento abrasivo no brunimento

externo de um cilindro. O sistema empregado permitiu a aplicação de velocidade de deslocamento constante do segmento abrasivo, simulando um processo com expansão mecânica da ferramenta. Utilizaram abrasivos de diamante e CBN com diferentes concentrações em dois tipos de ligantes metálicos. Os corpos-de-prova empregados foram ferro fundido nodular, aço de médio carbono e aço inoxidável. A partir da variável profundidade de corte nominal (\bar{a}_i), citada em 2.3.9, definiu o critério de profundidade nominal crítica (\bar{a}_{iC}) como um valor característico de cada processo. Profundidades de corte maiores do que \bar{a}_{iC} imprimem uma sobrecarga aos grãos abrasivos que proporcionam um desgaste excessivo da ferramenta de brunir, ou seja, seu potencial não é aproveitado devido à sobrecarga mecânica dos grãos abrasivos. Os autores analisaram a influência de diferentes variáveis sobre \bar{a}_{iC} , das quais destaca-se a velocidade de corte entre 40 e 133m/min. Também concluíram que o aumento da velocidade de corte proporcional ao aumento da velocidade de avanço do segmento de brunir (simulando a expansão da ferramenta), portanto mantendo-se \bar{a}_i constante, não implica uma variação do valor crítico (\bar{a}_{iC}). Entretanto, o aumento da velocidade de corte sem a alteração da velocidade de avanço do segmento de brunir acarreta uma redução de \bar{a}_i , ou seja, uma redução do carregamento mecânico dos grãos abrasivos, o que permite atingir maior relação G, e menor rugosidade da peça, sem redução da taxa de remoção de material. Os resultados de Ueda e Yamamoto (1987) têm grande importância por evidenciar a possibilidade de melhoria da vida da ferramenta com o aumento da velocidade de corte. Por outro lado, o maior dos valores obtidos para a relação G foi de 790, para a combinação de ferro fundido nodular, diamante como abrasivo e velocidade de corte de 100m/min. Esse valor de G pode ser considerado bastante baixo se comparado aos resultados da presente tese, além de não estar vinculado com a taxa de remoção específica obtida.

Como será detalhado na seção de resultados do presente trabalho, os experimentos em bancada experimental realizados têm muitas características em comum com as publicações supracitadas. A publicação de Ueda e Yamamoto (1987), empregando maiores velocidades de corte, contribui no entendimento dos resultados realizados com velocidades maiores do que as usuais, enquanto a publicação de Saljé e von See (1987) revela características típicas desse tipo de experimento.

2.5 Brunimento de ferro fundido vermicular

Como já citado em 2.1, as grandes dificuldades para a realização das operações de mandrilamento de cilindros em ferro fundido vermicular determinaram o principal foco das pesquisas em usinagem desse material. O brunimento de cilindros, que constitui uma operação de grande complexidade e forte impacto no desempenho dos motores foi, para o ferro fundido vermicular, adaptado a partir dos conceitos pré-estabelecidos para o ferro fundido cinzento. Esta tese propõe que o brunimento seja empregado como um processo mais abrangente, permitindo a eliminação das operações de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento dos cilindros e, para tanto, concentra os esforços no desenvolvimento da operação de brunimento de desbaste.

As publicações citadas a seguir referem-se ao brunimento de desbaste como meio de substituição do mandrilamento de acabamento, relacionando tanto trabalhos desenvolvidos há mais de 20 anos, voltados para o ferro fundido cinzento, quanto publicações mais recentes, voltadas para o vermicular.

2.5.1 Brunimento de desbaste como alternativa para eliminação de etapas de mandrilamento

A possibilidade de emprego do brunimento de desbaste como alternativa para a eliminação de etapas de mandrilamento não é um tema recente, e tampouco restrito ao ferro fundido vermicular. Haasis (1980) menciona estudos, mesmo anteriores a sua publicação, referentes ao brunimento com altas taxas de remoção de material. Na época, o brunimento já era vislumbrado como uma alternativa para a eliminação de etapas de mandrilamento de acabamento ou mesmo de retificação, sendo uma oportunidade de redução de custos de fabricação, tanto para materiais de baixa quanto de elevada dureza (KLINK; FLORES, 1979 apud HAASIS, 1980). O mesmo autor enumera algumas regras a serem consideradas no brunimento com altas taxas de remoção de material (HAASIS, 1980):

- ✓ A máquina de brunir deve dispor de potência para rotação e oscilação da ferramenta da ordem de 7,5 e 15kW, respectivamente;

- ✓ A expansão da ferramenta deve ser preferencialmente do tipo mecânica;
- ✓ A alta capacidade de auto-afiação de diamantes sintéticos ou CBN permite a manutenção da capacidade de corte dos segmentos abrasivos de brunimento, bem como uma maior agressividade da ferramenta;
- ✓ Segmentos de brunir estreitos são mais adequados para processos com grande geração de cavacos;
- ✓ Óleo integral tem boa capacidade de remoção de cavacos;
- ✓ O brunimento de ferro fundido cinzento com segmentos de brunir diamantados pode ser realizado com emulsão;
- ✓ A velocidade de corte deve ser duas a três vezes maior do que velocidades normais de brunimento.

HAASIS (1980) relaciona algumas situações de emprego de brunimento com altas taxas de remoção, conforme apresentado na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 – Exemplos de aplicação de brunimento com altas taxas de remoção de material (HAASIS, 1980).

Peça	Material	Dimensões do cilindro [mm]		Remoção no diâm. [mm]	Tempo brunim. [s]	Observações
		diâm.	compr.			
Camisa de cilindro	Ferro fundido cinzento (240HB)	130	310	0,5 (normal: 0,15)	90	Emulsão, diamante sintético
Engrenagem	Aço temperado (62HRC)	45	30	0,2 (normal: 0,03)	40	Seqüência de três ferramentas, CBN
Bomba de injeção	Aço temperado (62HRC)	10	62	0,1 (normal: 0,05)	20	Lubrificação forçada, CBN
Tubo de aço	Aço baixo carbono	100	1500	0,3 -	240	Óleo integral, máquina especial

Juchen (1986) menciona um desenvolvimento de brunimento realizado pela Empresa Nagel, em que a operação de mandrilamento de acabamento de camisas de cilindros pôde ser eliminada. Nesse caso, em camisas de cilindro de ferro fundido cinzento com diâmetro de 120mm e 225mm de comprimento, sob uma remoção no diâmetro de 0,3 a 0,5mm em 60s, foi obtida uma relação G de 4415, que é comparável aos resultados da presente tese. Porém, esse valor foi alcançado para uma taxa de remoção específica de $0,029\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$ cerca de dez vezes menor do que aquela alcançada no presente trabalho. Desenvolvimento similar é citado por

Haasis (1975a), referindo-se à remoção de até 0,2mm no diâmetro, de uma camisa de cilindro de 150mm de diâmetro e 400mm de comprimento, em 60s.

Na fabricação de tubos de precisão de aço para fins industriais, o tubo, que pode possuir alguns metros de comprimento, é obtido pelo processo de trefilação a frio, e é brunido sem processos intermediários. Nesse processo ocorre tipicamente a remoção de 0,1mm de material em um diâmetro de 100mm e 1000mm de comprimento em um tempo de brunimento de 60s (HUNGER, 1985). Haasis (1975a) cita a remoção de 0,25mm em um tubo de mesmas dimensões, em 60s.

Um recente desenvolvimento no campo do brunimento de desbaste foi realizado para a eliminação da etapa de mandrilamento de acabamento do mancal maior de bielas. Weigmann (2005a) descreve um caso de aplicação prática desse processo que, através da eliminação do processo de mandrilamento de acabamento, possibilitou uma redução dos investimentos em equipamentos de usinagem e, simultaneamente, levou a uma significativa redução nos índices de refugos, em relação ao processo tradicional de usinagem de bielas, no qual a última operação de usinagem consiste em mandrilamento de acabamento. A Figura 2.31 ilustra quatro diferentes alternativas de processo para a usinagem do mancal maior de bielas, comparando-as quanto ao investimento necessário em equipamentos e quanto aos índices de rejeição do processo.

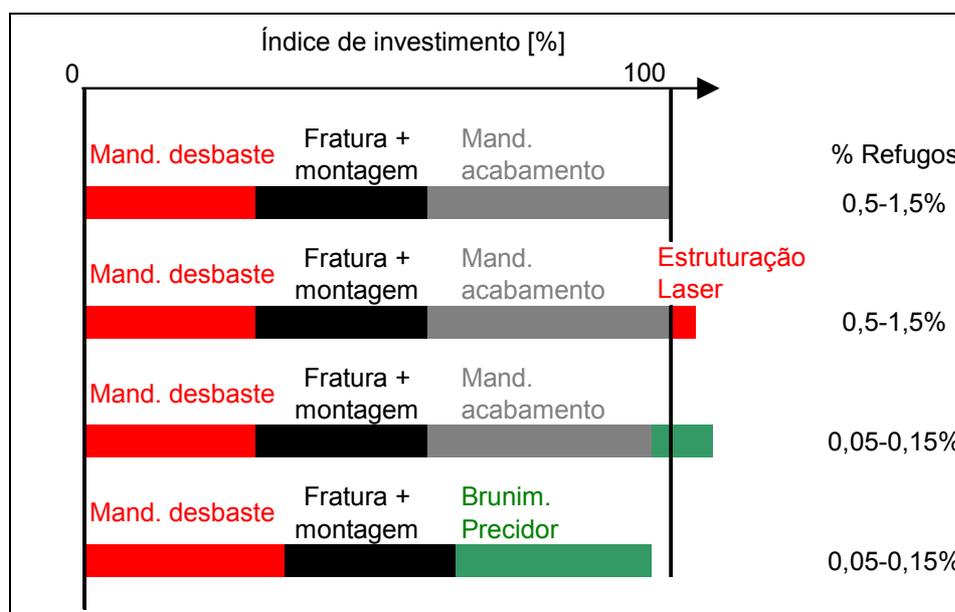


Figura 2.31 – Comparação entre diferentes processos¹⁸ para usinagem do mancal maior de bielas em ferro fundido nodular (KAPPELER, 2005).

¹⁸ Estruturação laser: processo detalhado em 2.5.4.3; brunimento precidor: processo de brunimento de passe único, com ferramenta de diâmetro pré-ajustado.

Especificamente para cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular, foram encontradas algumas poucas publicações, as quais são discutidas a seguir.

2.5.2 Brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular

O trabalho apresentado por Schmid (1997a) consiste em um dos primeiros relatos referindo-se ao emprego do brunimento para eliminação da etapa de mandrilamento de acabamento aplicado a cilindros de motores em ferro fundido vermicular.

Para tornar possível a substituição das operações de mandrilamento de acabamento pela operação de brunimento de desbaste, fez-se necessário aumentar significativamente as taxas de remoção de material, tipicamente baixas em processos de brunimento tradicionais. Identificou-se, também, a necessidade de alteração do conceito da máquina-ferramenta, a qual passaria a dispor da capacidade de corrigir erros de posição e de perpendicularidade dos cilindros. O autor destaca ainda uma marcante vantagem de processos de geometria indefinida em relação aos de geometria definida. Em um processo de usinagem com ferramentas com geometria definida, a ferramenta apresenta um desgaste progressivo, o que conduz à redução da capacidade de corte da ferramenta ao longo de sua vida e, portanto, em variações no resultado do processo. Já a ferramenta de brunir, bem como muitas outras ferramentas de geometria não definida, consiste em um sistema que se auto-afia, mantendo praticamente a mesma condição de corte ao longo de toda sua vida, e assim mantendo boa estabilidade do processo (SCHMID, 1997a; SCHMID, 2005a).

Schmid (1997a) realizou experimentos de brunimento de desbaste em corpos-de-prova com geometria de camisas de cilindros, com diâmetro interno de 80mm e comprimento de 130mm. Nesses testes, utilizou uma ferramenta com 6 segmentos abrasivos de largura 3mm e 80mm de comprimento, submetidas a expansão mecânica. Empregando óleo integral como fluido de corte, realizou a remoção de 0,65mm no diâmetro de material em 30s, o que equivale a uma taxa de remoção específica de $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. A rugosidade gerada foi de $R_z=40\mu\text{m}$. Nesses

experimentos iniciais não houve acompanhamento da vida da ferramenta (SCHMID, 1997a).

Em outra publicação, o mesmo autor descreve experimentos utilizando corpos-de-prova de mesma dimensão, porém, na presença de emulsão com concentração 3,5%. Com os parâmetros apresentados no Quadro 2.1, realizou a remoção de material de 0,37mm no diâmetro, em 31s, atingindo-se uma rugosidade $R_z=31\mu\text{m}$. Essa remoção equivale a uma taxa de remoção específica $Z''=0,14\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$ (SCHMID, 1997b).

Peça:	Camisa de cilindro NA 17, diâmetro interno=80 mm, comprimento=130 mm
Material da peça:	Ferro fundido vermicular, 70% perlita, 10% grafita nodular
Ferramenta:	Ferramenta com 6 segmentos diamantados, 3 x 80mm
Fluido de corte:	Emulsão 3,5%
Tempo de usinagem:	30 segundos
Rugosidade obtida:	$R_z=31\mu\text{m}$
Remoção:	0,37 mm no diâmetro (Taxa de remoção específica=0,14 $\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$) (Taxa de remoção=12 cm^3/min)

Quadro 2.1 – Exemplo de brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular (SCHMID, 1997b).

Klink e Flores (2000) também propuseram uma solução alternativa similar, substituindo a etapa de mandrilamento de acabamento por uma etapa de brunimento de desbaste, na qual ocorre uma elevada taxa remoção de material. Assim, a solução proposta passou a ser composta por uma operação de mandrilamento de desbaste e uma de semi-acabamento, seguida por uma operação de brunimento de desbaste. Adicionalmente, outras três operações de brunimento de acabamento.

Através do emprego de altas velocidades de corte, utilização de diamante em baixa concentração e ligante de elevada dureza (Quadro 2.2), Klink e Flores (2000) conseguiram obter taxas de brunimento da ordem de $17\text{cm}^3/\text{min}$, ou seja, $Z''=0,15\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, com remoção de 0,3 mm de sobrematerial em 14s. Resultados típicos de erros de cilindridade mantiveram-se entre 20 e 25 μm em experimentos realizados em blocos de motores com 4 cilindros em linha, em ferro fundido vermicular.

Na Figura 2.32, pode-se observar um desenho esquemático da máquina-ferramenta concebida para a operação de brunimento de desbaste (KLINK;

FLORES, 2000). Tal conceito considera que, ao substituir o mandrilamento de acabamento, o brunimento de desbaste passa a incorporar as funções de corrigir características de posição e perpendicularidade dos cilindros em relação ao virabrequim, até então determinadas pelo mandrilamento de acabamento. As referidas características seriam obtidas com o posicionamento da ferramenta de brunir através de mancais, em ambas as extremidades, durante o brunimento. Esse conceito de posicionamento da ferramenta de brunir foi citado por Klink (1986), demonstrando sua aplicação em peças como bombas injetoras e bielas.

Peça:	Bloco de motor com 4 cilindros em linha, diâmetro 84mm e comprimento 136mm
Ferramenta:	Ferramenta com 8 segmentos diamantados
Segmentos abrasivos:	D251-49.800-35, 4mm de largura x 80mm comprimento
Parâmetros de brunimento:	Rotação=800RPM Velocidade de corte axial=20m/min Velocidade de corte=210m/min Sistema de expansão: hidráulica Pressão de contato=36kgf/cm ²
Fluido de corte:	Óleo mineral integral de brunimento
Tempo de usinagem:	14 segundos
Rugosidade obtida:	R _z =25 a 35μm
Remoção:	≥0,3 mm no diâmetro (Taxa de remoção específica=0,15 mm ³ /(mm ² .s))

Quadro 2.2 – Parâmetros de usinagem empregados no brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular (KLINK; FLORES, 2000).

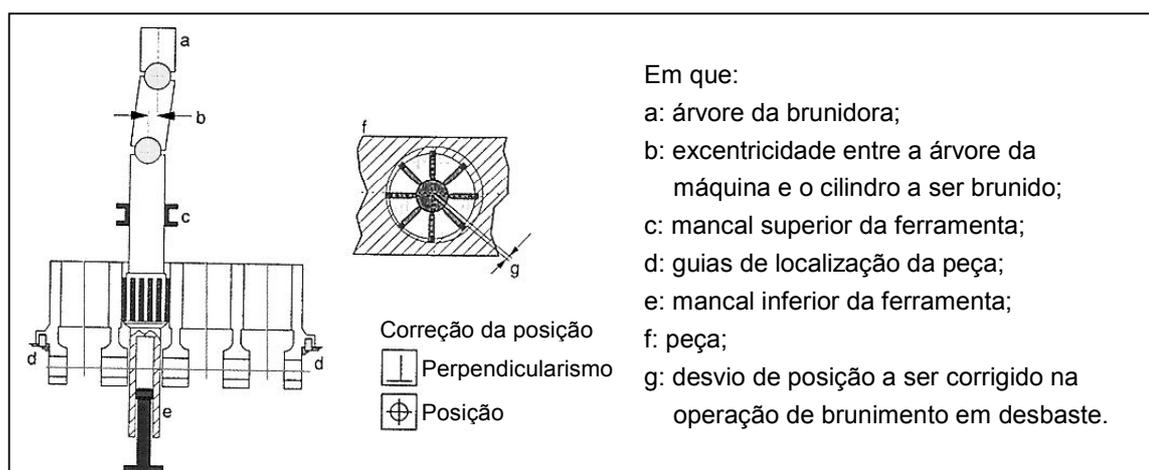


Figura 2.32 – Desenho esquemático da brunidora utilizada no brunimento de desbaste (KLINK; FLORES, 2000).

Levando em consideração que a grande maioria das aplicações em ferro fundido vermicular se dá em motores em V, esse conceito deveria sofrer alteração.

Uma possibilidade seria o posicionamento da ferramenta por mancais em apenas uma das extremidades, tal como centros de usinagem ou outras máquinas-ferramenta. Considerando-se a funcionalidade do motor, bem como a especificação na grande maioria dos blocos de motores, a localização da peça deveria ser realizada através dos mancais do virabrequim.

O conceito de fixação da ferramenta de brunir a um *spindle*, a fim de permitir a correção de posição do cilindro, consta em uma patente da Empresa Gehring (GEHRING, 2005).

Klink e Flores (2000), nos experimentos de brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular, verificaram uma baixa vida das ferramentas de brunir, entre 780 e 1500 cilindros, com forte dependência da rugosidade obtida no processo anterior, conforme mostrado na Figura 2.33. Esse resultado pode ser considerado pouco satisfatório quando comparado a uma vida típica de uma ferramenta de brunir em ferro fundido vermicular, próxima a 9.000 cilindros, para a primeira etapa de brunimento, como citado na mesma publicação.

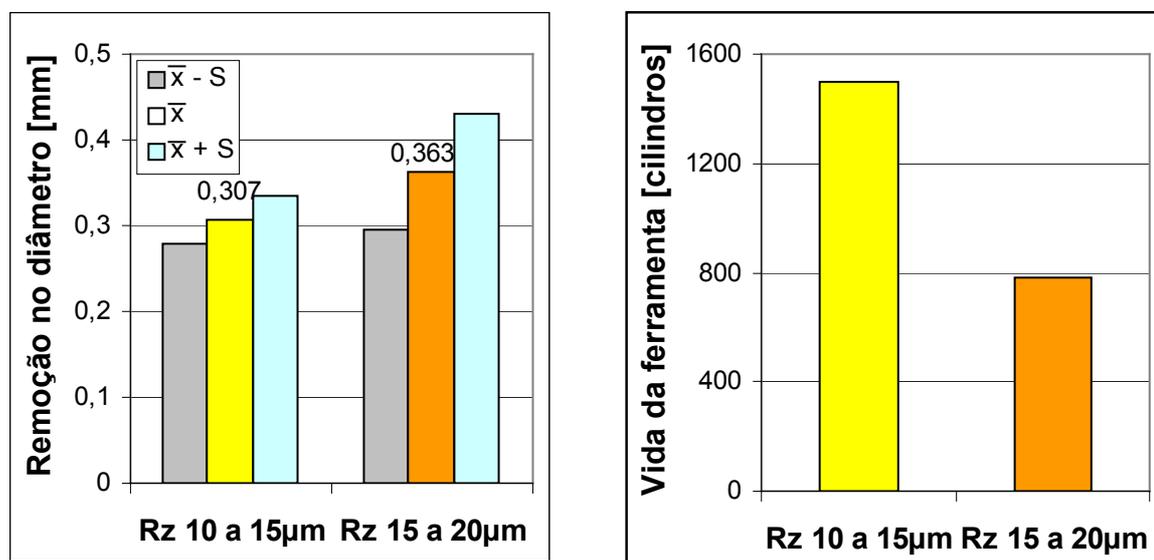


Figura 2.33 – Resultados de vida da ferramenta no brunimento de desbaste, realizado conforme parâmetros citados no Quadro 2.2, com forte dependência da rugosidade (R_z) proveniente do mandrilamento, anterior ao brunimento (KLINK; FLORES, 2000).

Schmid (2000a), da Empresa NAGEL, entre outros experimentos, realizou brunimento de desbaste após o mandrilamento de desbaste com a ferramenta de insertos rotativos, já apresentada em 2.2.1. Tal ferramenta caracteriza-se por causar elevada deformação plástica na superfície da peça, a uma profundidade de

aproximadamente 40 μm . Com o emprego do brunimento de desbaste, Schmid (2000) reduziu o erro de cilindridade de até 280 μm para 22 a 35 μm , após uma única operação de brunimento, com remoção de 0,5 mm de sobrematerial.

Schmid (2005b) também realizou um estudo inicial com um bloco de 4 cilindros em linha, no qual reduziu os graus de liberdade da ferramenta visando corrigir os erros de posição dos cilindros. Os resultados desse experimento são mostrados na Tabela 2.4.

Tabela 2.4 – Brunimento de desbaste com restrição de graus de liberdade da ferramenta (SCHMID, 2005b)

Posição longitudinal dos cilindros [mm]			
	<i>Mandrilado em desbaste</i>	<i>Brunido em desbaste</i>	<i>Correção</i>
<i>Cilindro 1</i>	Utilizado como referência de medição		
<i>Cilindro 2</i>	-0,067	-0,016	0,051
<i>Cilindro 3</i>	0,624	0,156	0,468
<i>Cilindro 4</i>	-0,455	0,006	0,461

Observa-se que os desvios de posição dos cilindros em relação à posição nominal puderam ser reduzidos significativamente pelo brunimento de desbaste. Nesse experimento inicial, houve apenas a restrição do movimento das juntas universais existentes na haste de sustentação da ferramenta de brunir. Resultados ainda melhores seriam certamente obtidos a partir de um equipamento devidamente construído, minimizando o comprimento da haste de fixação da ferramenta e aumentando a rigidez do sistema.

Os resultados obtidos com o processo de brunimento de desbaste com altas taxas de remoção de material se mostraram bastante promissores. Os experimentos iniciais realizados por Schmid (1997a; 2000a; 2000b), assim como os realizados por Klink e Flores (2000), apontam que esse processo apresenta um elevado potencial como uma alternativa para a usinagem econômica de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular. Entretanto, os trabalhos supracitados indicam que a aplicação industrial desse processo ainda depende de maior desenvolvimento, buscando superar deficiências, tais como: baixa vida das ferramentas de brunir, elevada rugosidade e tolerância dimensional dos cilindros gerados, quanto a desvios de diâmetro, erro de forma, posição e perpendicularidade. Quanto ao custo, não se encontrou na literatura informações comparativas do brunimento de desbaste com o

processo tradicional de mandrilamento, ou qualquer outro estudo de viabilidade econômica.

Enquanto, por um lado, se observa que há uma oportunidade potencial de melhoria do processo de usinagem de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular com a eliminação do mandrilamento de acabamento, por outro, se verifica que o brunimento de desbaste ainda carece de um significativo desenvolvimento a fim de torná-lo tecnicamente viável e economicamente atrativo. É exatamente nessa lacuna tecnológica que se insere a presente tese, a qual se propõe a gerar grande parte dos conhecimentos necessários para a viabilização do brunimento de desbaste aplicado a blocos de motores em vermicular, para uma aplicação industrial com vantagens econômicas em relação ao conceito atual.

2.5.3 Ferro fundido vermicular vs. cinzento

Schmid (1997b) realizou testes comparativos de brunimento entre o ferro fundido cinzento 100% perlítico e o ferro fundido vermicular, com 75 e 100% de perlita. Condições típicas de usinagem de cilindros de motor foram simuladas em corpos-de-prova em forma de camisas de cilindros, com 80mm de diâmetro interno, 115mm de diâmetro externo e 130mm de comprimento. Foram empregadas ferramentas com 6 segmentos diamantados submetidos a expansão hidráulica. Os testes simularam a usinagem de um sobrematerial equivalente a 4.000 cilindros. A quantidade de material removida em cada um dos corpos-de-prova foi significativamente maior do que o sobrematerial típico de brunimento, o que permitiu realizar os experimentos com um número reduzido de corpos-de-prova. Os parâmetros de brunimento foram escolhidos de tal forma que, no ferro fundido cinzento, a taxa de remoção de material equivalesse a uma remoção de 80 μ m em 30s, com uma ferramenta de 6 segmentos abrasivos, em um cilindro de diâmetro 80mm.

O experimento de brunimento de longa duração revelou, para os dois tipos de ferro fundido vermicular testados, uma taxa de remoção de material aproximadamente 30% menor em relação ao ferro fundido cinzento, o qual foi tomado como material de referência, o que também foi verificado na rugosidade (R_z) gerada. Mesmo com uma menor taxa de remoção, observou-se um desgaste da

ferramenta 20 a 30% mais acentuado para o ferro fundido vermicular. Uma possível compensação para a menor taxa de remoção poderia ser obtida com o aumento da pressão de expansão da ferramenta, porém, isso implicaria uma redução adicional na vida da ferramenta, além de maiores deformações do cilindro. Os resultados comparativos de taxa de remoção, vida da ferramenta e rugosidade da peça são exibidos na Figura 2.34 (SCHMID, 1997b).

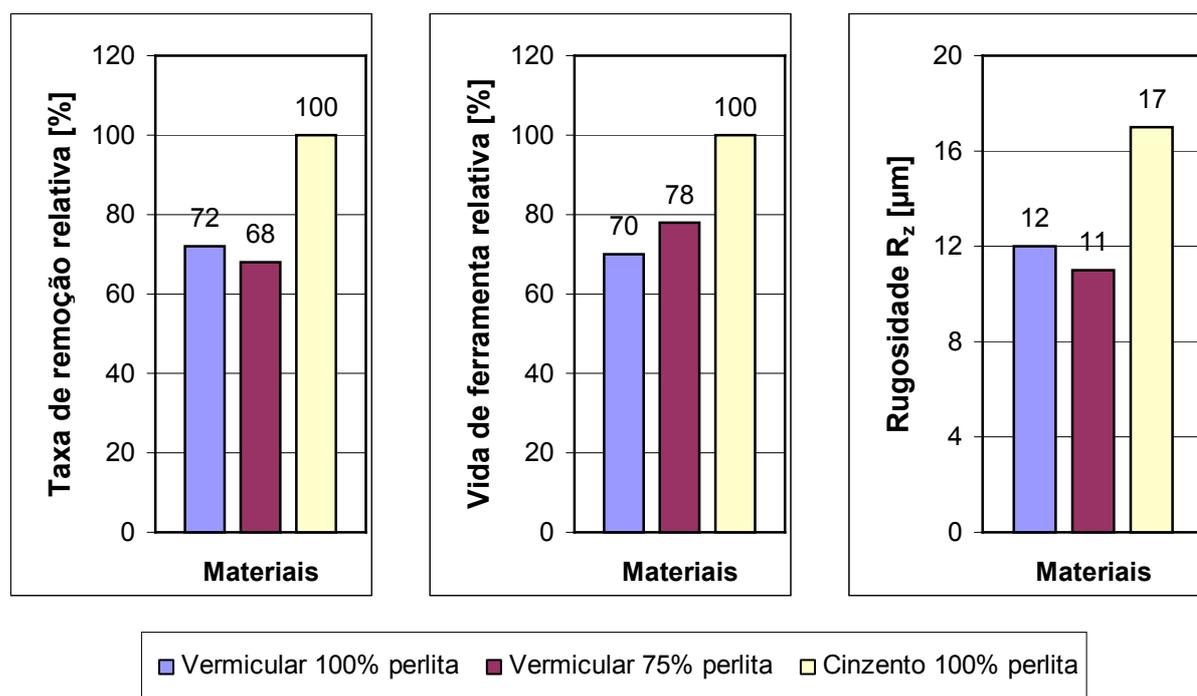


Figura 2.34 – Comparação entre o brunimento de ferro fundido cinzento, ferro fundido vermicular (100% perlita) e ferro fundido vermicular (75% perlita) (SCHMID, 1997b).

Um melhor desempenho da ferramenta foi obtido com o emprego de um diamante com maior tendência a microfaturas, sob os parâmetros de brunimento definidos. Esse comportamento evita fraturas de grandes porções do grão abrasivo, causando desgaste prematuro dos segmentos abrasivos de brunimento, e também evita que grãos cegos permaneçam na ferramenta, prejudicando a sua capacidade de corte.

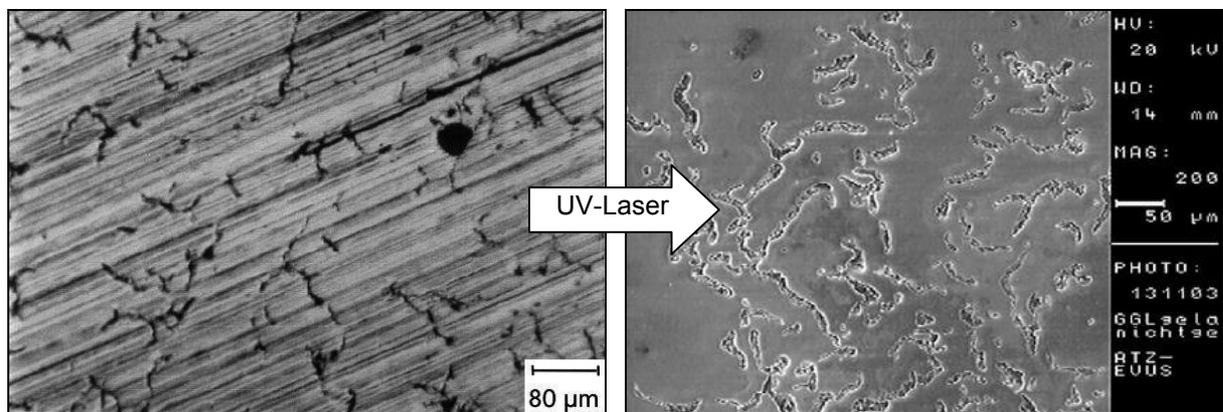
2.5.4 Brunimento de acabamento

Em conseqüência da constante e intensa demanda por otimização dos

veículos para reduzir os níveis de diferentes tipos de emissões, assim como para reduzir o consumo de combustíveis, novas tecnologias têm sido buscadas e desenvolvidas no campo das superfícies dos cilindros de blocos de motores. A seguir são apresentados processos de acabamento de cilindros aplicáveis em blocos de motores em ferro fundido vermicular.

2.5.4.1 “UV-Laser”¹⁹

Uma tecnologia recente e já aplicada na produção em série de blocos de motores em ferro fundido vermicular consiste no processo denominado UV-Laser. Tal processo promove a abertura das cavidades das grafitas à superfície, as quais exercem a função de reservatórios de óleo para a lubrificação das paredes dos cilindros durante o funcionamento do motor. A distribuição dos reservatórios de óleo é, portanto, finamente dispersa ao longo de toda a superfície do cilindro (Figura 2.35).



(a) (SCHMID, 2006)

(b) (EMMEL, 2003)

Figura 2.35 – (a) Processo de brunimento fino (*fine honing*) e (b) após aplicação de laser (*UV-Laser*).

Esse processo promove ainda uma microfusão da superfície dos cilindros até uma profundidade de 2μm através de laser, que é realizada em presença de nitrogênio, causando uma nitretação na superfície do cilindro, conferindo-lhe uma maior resistência ao desgaste. A camada formada, que pode ser visualizada na Figura 2.36, apresenta matriz martensítica, espessura entre 1 e 2 μm e dureza

¹⁹ *UV-Laser*: processo de exposição de grafitas via laser, patente da Empresa AUDI.

próxima a 400 HV 0,005. (TRECHOW, 2003; EMMEL, 2003). O processo de aplicação de laser não dispensa, entretanto, o processo de brunimento, realizado em três etapas (ANTON et al., 2004). Esse, denominado *fine honing*²⁰, deve garantir a qualidade do cilindro quanto à forma e uma pré-exposição das grafitas, como indicado na Figura 2.35(a), a fim de garantir o bom resultado após a aplicação do laser (SCHMID, 2006).

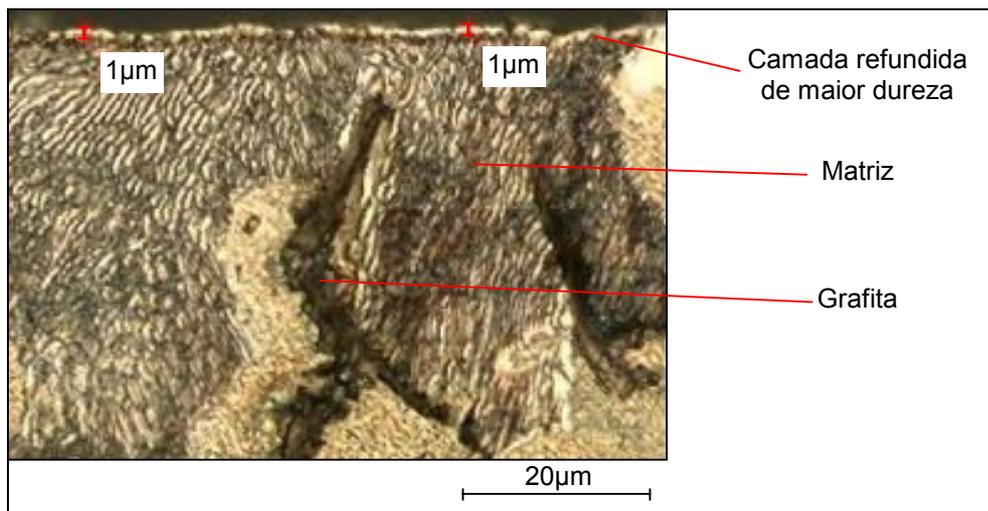


Figura 2.36 – Formação de camada de maior dureza sobre a superfície do cilindro (EMMEL, 2003).

2.5.4.2 “Helical Slide Honing”²¹

Outro processo de brunimento aplicável ao ferro fundido vermicular, assim como ao ferro fundido cinzento, é denominado brunimento em deslizamento helicoidal, o qual foi desenvolvido nos últimos anos pela Empresa Nagel. Trata-se de uma variação do brunimento platô e que proporciona uma rugosidade na superfície do cilindro significativamente menor, o que permite uma redução no consumo de óleo lubrificante. Caracteriza-se, ainda, por apresentar um ângulo de cruzamento dos sulcos de brunimento não usual, da ordem de 140 graus (Figura 2.37). Assim como o brunimento platô, o brunimento em deslizamento helicoidal também é

²⁰ *Fine honing* ou brunimento fino, consiste no processo de brunimento desenvolvido para anteceder a aplicação do UV-Laser. Gera uma superfície com rugosidade muito inferior aos processos de brunimento platô ou similares.

²¹ *Helical slide honing*, em inglês, ou brunimento em deslizamento helicoidal, também encontrado sob a denominação *Spiralgleithonen*, em Alemão.

realizado em três etapas (HAASIS; WEIGMANN, 1999). Uma comparação entre ambos é apresentada Tabela 2.5.

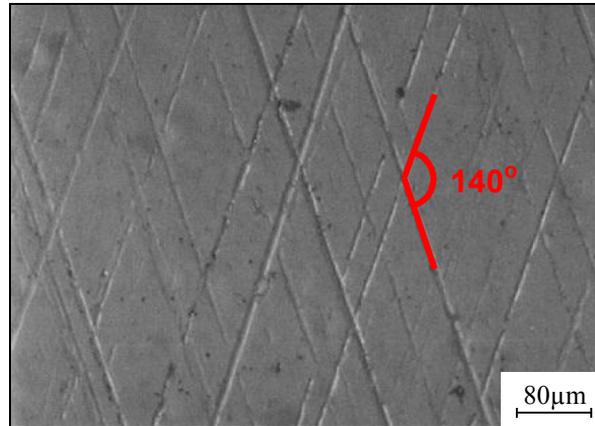


Figura 2.37 – Exemplo de superfície brunida obtida por processo *Helical slide honing* (foto da impressão da superfície) (SCHMID, 2006).

Tabela 2.5 – Resultados típicos de rugosidade obtidos no brunimento platô convencional e *helical slide honing* (SCHMID, 2006).

Parâmetro de rugosidade	Brunimento platô convencional	<i>Helical slide honing</i>
R_z [μm]	6,05	3,18
R_{pk} [μm]	0,24	0,07
R_k [μm]	0,88	0,25
R_{vk} [μm]	1,94	1,58

Testes de motor empregando o brunimento em deslizamento helicoidal têm sido realizados nos últimos anos, e os resultados demonstram significativa redução de consumo de óleo lubrificante, bem como de desgaste da parede do cilindro, em relação ao brunimento platô convencional. Tais resultados têm permitido a aplicação desse processo, cuja principal vantagem em relação aos demais é a menor complexidade técnica e o menor custo, uma vez que não exige etapas adicionais de processamento, ou equipamentos especiais (WEIGMANN, 2005c; SCHMID, 2000b; ROBOTA; ZWEIN, 1999).

2.5.4.3 “*Laser Structuring*”²²

Este processo consiste na modificação da textura de uma superfície brunida através da ação de um feixe de laser, gerando, na superfície, as cavidades

²² *Laser structuring*, em inglês, ou estruturação a laser.

necessárias para a retenção do óleo lubrificante. Por vezes, é erroneamente confundido com o processo UV-Laser, citado em 2.5.4.1. O método permite gerar diferentes texturas, tais como linhas cruzadas com espaçamento definido, linhas não interligadas, pontos ou outras texturas (GEHRING, 2004b). A Figura 2.38 ilustra esse processo.

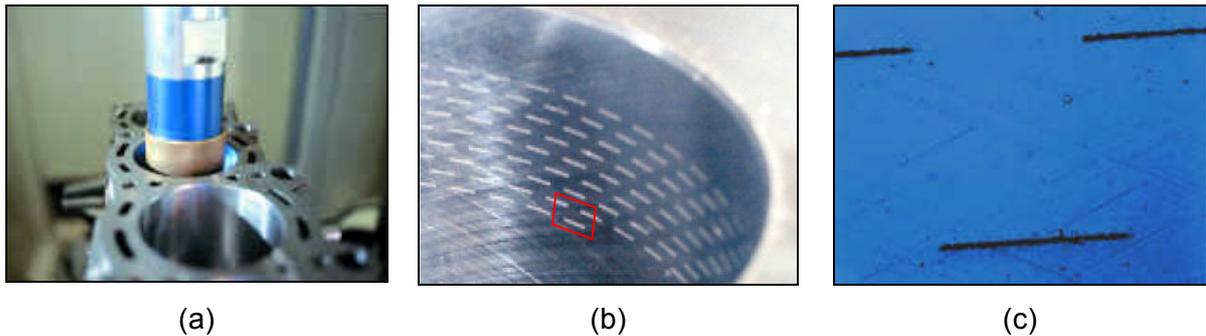


Figura 2.38 – Estruturação da superfície com laser: (a) cabeçote laser, (b) cilindro com a textura gerada pelo laser e (c) detalhe da textura gerada (GEHRING, 2004b).

O processo de usinagem de cilindros de motor com estruturação a laser é composto por 4 etapas, subseqüentes ao mandrilamento de acabamento: brunimento de desbaste, brunimento de semi-acabamento, estruturação a laser e brunimento de acabamento, como mostrado na Figura 2.39.

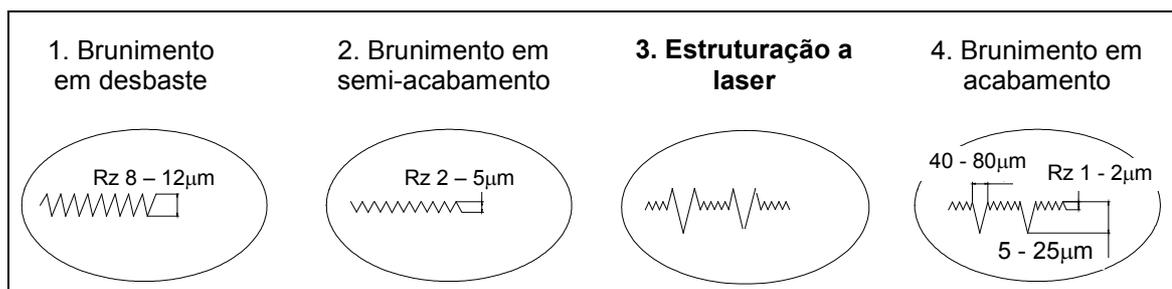


Figura 2.39 – Seqüência de etapas para brunimento e estruturação com laser (ABELN; FLORES; KLINK, 2002).

Uma comparação direta entre os processos brunimento em deslizamento helicoidal, estruturação a laser, platô convencional (de elevada rugosidade) e brunimento de dois estágios foi feita por Robota e Zwein (1999). Os resultados demonstraram que as versões de brunimento em deslizamento helicoidal e a estruturação a laser possibilitaram uma redução de até 30% das emissões de particulados totais, em relação ao brunimento de dois estágios e ao platô

convencional, de elevada rugosidade.

2.5.4.4 Brunimento platô

As possibilidades citadas anteriormente consistem em desenvolvimentos relativamente novos que visam a minimização dos efeitos negativos nas emissões oriundas do consumo de óleo lubrificante, a fim de atender principalmente as novas demandas ambientais. Alguns motores em ferro fundido vermicular atualmente em fabricação seriada seguem o conceito de *UV-Laser*, citado na subseção 2.5.4.1, enquanto outros utilizam o brunimento platô, porém, com rugosidade relativamente baixa.

Klink e Flores (1999) desenvolveram um processo de brunimento platô para um motor V8 de pequena demanda. Os principais parâmetros de processo empregados encontram-se descritos no Quadro 2.3.

	1ª estágio	2ª estágio	3ª estágio
Remoção de material no diâmetro [mm]	0,060	0,030	0,005
Tempo de brunimento por cilindro [s]	50	50	14
Velocidade de corte [m/min]	29	29	29
Abrasivos	D181	D91	D30
Dimensões dos segmentos abrasivos	4mm de largura x 70mm comprimento	4mm de largura x 80mm comprimento	4mm de largura x 80mm comprimento
Número de segmentos abrasivos	12	6	6
Sistema de expansão	Eletro-mecânico	Eletro-mecânico	Hidráulico
Vida da ferramenta (calculada) [cilindros]	10.000	20.000	30.000

Quadro 2.3 – Exemplo de parâmetros de processo para brunimento de acabamento de cilindros em ferro fundido vermicular (KLINK; FLORES, 1999).

Os autores afirmam que os meios tradicionais de brunimento de cilindros em ferro fundido cinzento são perfeitamente aplicáveis ao ferro fundido vermicular, não sendo necessárias alterações no conceito de máquinas ou ferramentas. Citam que em função da maior resistência mecânica do material, observou-se uma tendência a uma menor rugosidade da peça em relação ao ferro fundido cinzento, assim como

uma menor taxa de remoção de material, o que pode, entretanto, ser compensado com a correta adequação dos meios de corte e parâmetros de processo (KLINK; FLORES, 1999).

2.6 Considerações referentes ao Estado da Arte

Nesta seção do trabalho, foram sintetizadas as informações disponíveis em literatura e que, de alguma forma, pudessem apresentar uma correlação e uma contribuição para o presente trabalho, auxiliando na definição e condução do plano experimental, assim como na análise dos resultados obtidos. Procurou-se sintetizar publicações referentes a ferramentas e segmentos abrasivos de brunir, características da peça e fluidos de corte, além de conhecimentos quanto a características do processo de brunir, tais como forças de corte, mecanismos de desgaste das ferramentas, temperatura da peça e seus efeitos, dentre outros.

Na revisão bibliográfica referente ao processo de brunimento de ferro fundido vermicular, verificou-se que há uma literatura muito escassa e que há muito a ser pesquisado. Os dados publicados são oriundos de experimentos realizados em pequena escala e não revelam o processo em um elevado nível de detalhamento. Atualmente, pode-se afirmar que as informações tecnológicas existentes em relação a esse processo encontram-se em poder de algumas empresas que já realizam o brunimento de motores em ferro fundido vermicular, bem como com as empresas fabricantes de máquinas e ferramentas de brunimento, aquelas que tiveram a oportunidade de participar de projetos envolvendo blocos de motores no referido material. A existência de um reduzido conhecimento na área do brunimento de ferro fundido vermicular, aliado ao fato de que grande parte dessa tecnologia se encontra sob o domínio de poucas empresas, evidencia a necessidade do desenvolvimento de tecnologia nesse campo de conhecimento, que é objeto do presente trabalho.

A usinagem dos cilindros de blocos de motores consiste tradicionalmente em uma seqüência de três operações de mandrilamento, seguida por uma seqüência de três operações de brunimento. Em 2.2.1, foram discutidas as dificuldades existentes para a realização do mandrilamento de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular, ainda persistentes. Apesar dos concentrados esforços e desenvolvimentos na área, as características desse material não permitem a

utilização de ferramentas de mandrilar de alto desempenho, similares às empregadas na usinagem de ferro fundido cinzento. Conceitos alternativos de ferramentas e materiais têm sido empregados com relativo sucesso, porém, com menor produtividade em relação ao que se obtém na usinagem do ferro fundido cinzento. A dificuldade observada no corte contínuo do ferro fundido vermicular com ferramentas de alta velocidade abre a possibilidade para o desenvolvimento de uma aplicação de brunimento de desbaste, com remoção de grande quantidade de sobrematerial, substituindo as operações de mandrilamento de semi-acabamento e acabamento. É nesse contexto que esta pesquisa e tese pretende contribuir, através da geração de conhecimentos no campo de brunimento de cilindros. No campo específico de brunimento de desbaste do ferro fundido vermicular, a literatura indica que estudos preliminares foram feitos com o intuito de substituir o processo de mandrilamento de acabamento. Apesar de apresentar resultados promissores, tais estudos foram iniciados há praticamente 10 anos e até o momento esse processo ainda não possui uma aplicação industrial implementada. A literatura revela que os estudos realizados objetivaram verificar ser possível o brunimento com elevadas taxas de remoção, porém, sem os devidos estudos com maior aprofundamento a fim de conferir ao processo uma competitividade real em relação ao estado atual. Verifica-se que, dentre os desafios a serem superados, tem-se a baixa vida da ferramenta de brunir, elevados valores de rugosidade da peça e o fato de se gerar uma operação de brunimento adicional, substituindo o mandrilamento de acabamento, mas agregando uma operação ao brunimento. As publicações existentes não incluem, ainda, um fator fundamental a ser considerado nessa análise, que constitui a questão de viabilidade econômica da solução proposta, comparada com as soluções atualmente empregadas.

A partir da revisão de literatura aqui exibida e valendo-se dos conhecimentos das empresas e instituições parceiras no presente projeto, com ênfase à Empresa Nagel, foram identificadas as principais lacunas existentes no campo de brunimento de desbaste do ferro fundido vermicular. Foram, então, definidas as etapas experimentais, descritas nas seções a seguir, realizadas com o intuito principal de fornecer os subsídios necessários para a aplicação prática do brunimento de desbaste como alternativa para a redução de etapas de usinagem de cilindros, sendo uma alternativa economicamente vantajosa em relação às soluções atualmente difundidas no meio industrial.

3 MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E MÉTODOS

Tendo como principal fator motivador para a realização da presente pesquisa a demanda da indústria brasileira em desenvolver-se no campo de conhecimento relativo a brunimento de cilindros em blocos de motores, bem como os objetivos do trabalho expostos na seção 1, foram definidas as etapas experimentais da pesquisa.

Os experimentos efetuados, cujo método está exposto nesta seção, têm como foco principal o desenvolvimento no campo da inovação proposta, ou seja, na geração de tecnologia para o brunimento de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular com altas taxas de remoção de material. Este desenvolvimento visa criar uma nova estratégia para a usinagem de cilindros que possa eliminar etapas de mandrilamento do processo, especialmente problemático em ferro fundido vermicular, possibilitando uma redução no custo total do processo de usinagem de cilindros.

A parcela experimental do trabalho foi dividida em três etapas, além de outras não experimentais, definidas da seguinte maneira:

- ✓ Etapa 1: Experimentos em bancadas de teste, simulando processo de brunimento;
- ✓ Etapa 2: Experimentos em camisas de cilindros, em brunidoras verticais;
- ✓ Etapa 3: Experimentos em blocos de motor;
- ✓ Análise de viabilidade econômica;

A subdivisão dos trabalhos em etapas foi idealizada com base nas oportunidades e restrições de cada uma delas. As três primeiras referem-se propriamente a ensaios de brunimento. A primeira delas, realizada em bancadas de testes, permite abordar um número bastante amplo de variáveis em um tempo relativamente reduzido e com uma quantidade de corpos-de-prova pequena em relação a experimentos equivalentes em brunidora. Possibilita ainda alcançar parâmetros de usinagem, tais como velocidades de corte em faixas demasiadamente elevadas para muitas brunidoras. A segunda etapa realizada, utilizando camisas de cilindro em uma brunidora vertical, aproxima-se muito de uma aplicação real em blocos de motores. Trabalha-se com corpos-de-prova na forma de camisas de cilindro com de dimensões padronizadas, os quais possuem paredes espessas e uniformes. O uso desses corpos-de-prova evita que características

geométricas peculiares de um ou outro bloco de motor influenciem no resultado, seja positiva ou negativamente. A terceira etapa de experimentos, realizada em brunidora, emprega blocos de motores, com o objetivo de validar os resultados obtidos nas etapas anteriores, aproximando-se ainda mais de uma aplicação real. Posteriormente, apresenta-se a análise de viabilidade econômica, com o intuito de incluir neste trabalho parâmetros comparativos do ponto de vista econômico, o que certamente auxiliará na tomada de decisão por uma ou outra estratégia de processo. Os itens supracitados serão detalhados ao longo desta seção.

3.1 Etapa 1 – Experimentos em bancada de testes

A primeira etapa dos experimentos, realizada na Empresa Nagel, objetivou gerar a fundamentação necessária para o brunimento de ferro fundido vermicular. Optou-se por iniciar a pesquisa experimental em uma bancada de testes em função de uma maior flexibilidade que a mesma permite em relação a um equipamento convencional de brunimento de cilindros. Essa flexibilidade relaciona-se tanto à gama de parâmetros de usinagem que podem ser empregados, quanto à possibilidade em se testar um número de variáveis significativamente maior, em comparação com uma máquina brunidora, em um mesmo intervalo de tempo e a um custo inferior. A seguir são apresentados os detalhes do equipamento, dos corpos-de-prova empregados, variáveis testadas e acompanhamento de resultados.

3.1.1 Bancada de testes

A bancada de testes empregada foi desenvolvida pela Empresa Nagel, inspirada em equipamentos de brunimento de curso curto. Conforme ilustrado na Figura 3.1, a máquina consiste basicamente em um torno paralelo convencional²³ ao qual se acoplou um equipamento de brunimento de curso curto²⁴. Este se

²³ Torno paralelo convencional, modelo Goliath Schnelldrehbank. Fabricante: Eugen Weisser & Co. KG – Alemanha. Potência do motor: 10HP. Rotação máxima: 1.400RPM.

²⁴ Equipamento de brunimento de curso curto. Fabricante: Nagel – Alemanha. Amplitude de oscilação de 0 a ~50mm. Frequência mínima de oscilação: 2,33Hz. Força máxima de contato dos segmentos abrasivos: 500N.

caracteriza por permitir movimentos axiais harmônicos alternantes de um cabeçote, ao qual estão fixados os segmentos abrasivos de brunimento. Concomitantemente ao movimento axial dos segmentos abrasivos, ocorre o movimento de rotação dos seis corpos-de-prova cilíndricos, montados no torno sobre um eixo sustentado pela placa de castanhas e contra-ponto rotativo. O movimento de rotação das peças simultâneo ao movimento axial dos segmentos abrasivos gera um movimento relativo entre os segmentos abrasivos e a peça que simula um processo de brunimento de cilindros.

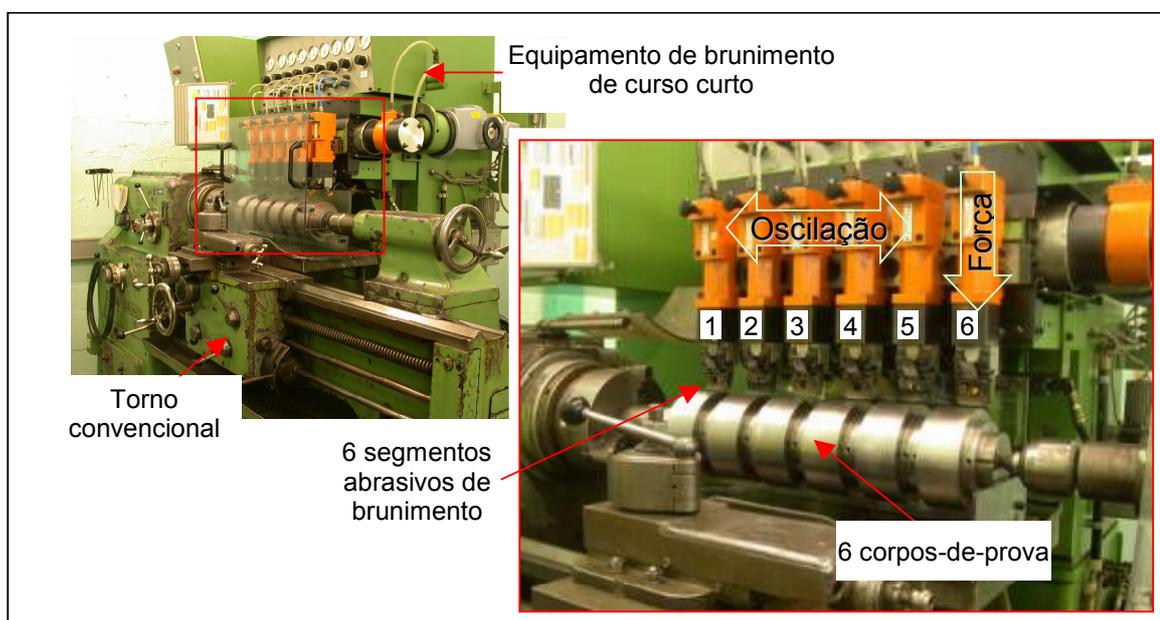


Figura 3.1 – Bancada de testes para ensaios de brunimento

Na árvore da máquina-ferramenta, são montados ao mesmo tempo seis corpos-de-prova. Para cada uma das seis posições, pode-se utilizar um tipo diferente de segmento abrasivo, bem como ajustar independentemente a pressão de contato entre a o elemento abrasivo e a peça. A rotação da árvore da máquina é ajustada a fim de compensar a redução do diâmetro das peças, mantendo-se a velocidade tangencial de corte aproximadamente constante ao longo do experimento, com um erro máximo de 6,54% em relação à velocidade programada.

Como o equipamento não permite o ajuste da velocidade de oscilação axial dos segmentos abrasivos, o ângulo de cruzamento varia com o aumento ou redução da velocidade de corte tangencial. A frequência de oscilação dos segmentos abrasivos de 140 oscilações por minuto e o comprimento do curso de 45,6mm foram mantidos constantes ao longo de todos os experimentos.

3.1.2 Caracterização dos corpos-de-prova

Os corpos-de-prova para as diferentes etapas do trabalho foram produzidos visando aproximar suas propriedades mecânicas da aplicação real em cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular, que segue a especificação ISO 16612/JV/450/S, definida na norma ISO 16112:2006 (E) (INTERNATIONAL ORGANISATION FOR STANDARIZATION, 2006).

Os corpos-de-prova, fornecidos pela Empresa Tupy Fundições, são exemplificados na Figura 3.2, quando ainda no estado bruto de fundição. Amostras do material foram seccionadas na região indicada na Figura e submetidas às análises metalográfica, de dureza e de tração, cujos resultados são apresentados a seguir.

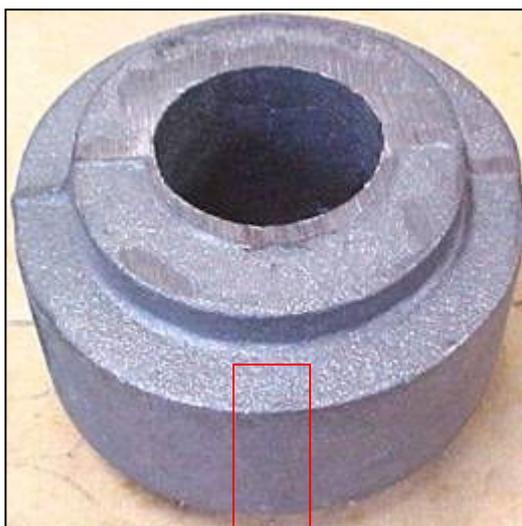


Figura 3.2 – Corpos-de-prova fundidos empregados na Etapa 1 dos ensaios.

As metalografias representativas do lote de corpos-de-prova utilizados nessa etapa experimental são exibidas na Figura 3.3(a), sem ataque químico, e na Figura 3.3(b), com ataque de solução Nital, a 3% de concentração.

Os resultados quantitativos da análise metalográfica são sumarizados na Tabela 3.1. Os ensaios de dureza e de análise de tração são apresentados na Tabela 3.2.

Todas as análises efetuadas comprovam que o material produzido atende à especificação ISO 16612/JV/450/S, com exceção da dureza, especificada entre 200

e 250HB, a qual foi considerada aceitável, em função das grandes espessuras de parede dos corpos-de-prova, não usuais para peças em ferro fundido vermicular.

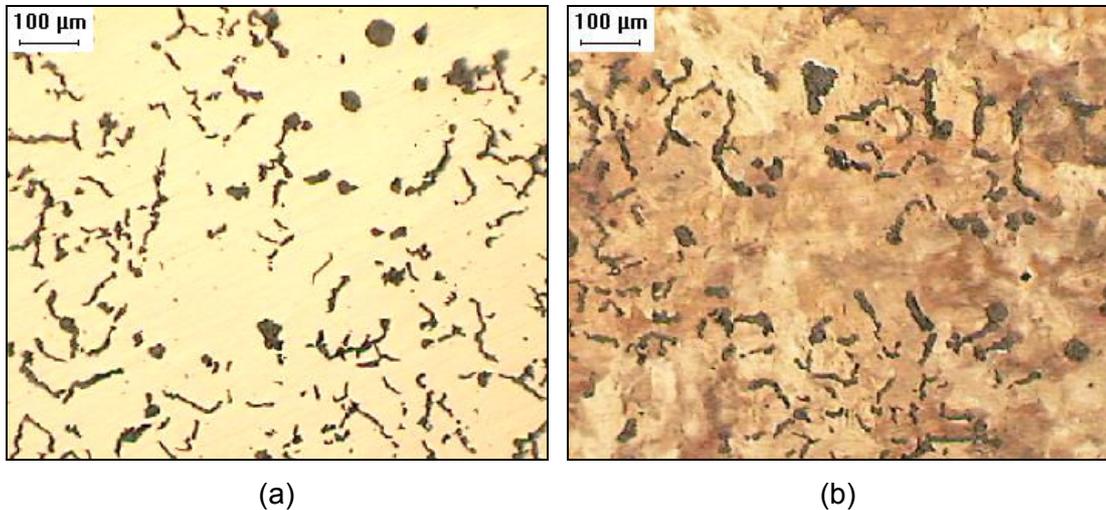


Figura 3.3 – Metalografias dos corpos-de-prova (a) sem ataque e (b) com ataque Nital 3%.

Tabela 3.1 – Resultados quantitativos dos ensaios metalográficos

Matriz	Forma da grafita	Nodularização [%]
Perlítica com 0,5% de ferrita	III – VI	12

Tabela 3.2 – Resultados de ensaios de dureza e de tração.

Dureza Brinell (HB 5/750)	Resultados de ensaios mecânicos		
	σ_R [Mpa]	σ_E [Mpa]	Alongamento [%]
263	473	383	1,27

O sobrematerial de fundição, de aproximadamente 3mm, foi removido por torneamento de todas as superfícies, internas e externas, dos corpos-de-prova, gerando-se a geometria mostrada na Figura 3.4.

3.1.3 Experimentos realizados na bancada experimental

Na etapa dos experimentos em bancada experimental, procurou-se varrer um número relativamente grande de variáveis e suas combinações, com destaque para:

- ✓ Tipo de diamante;

- ✓ Pressão de contato;
- ✓ Velocidade de corte²⁵;
- ✓ Fluido de corte.

A matriz de experimentos inicial contemplou as seguintes variáveis: dois tipos de diamante; dois níveis de pressão de contato; e três velocidade de corte, como destacado na Figura 3.5.

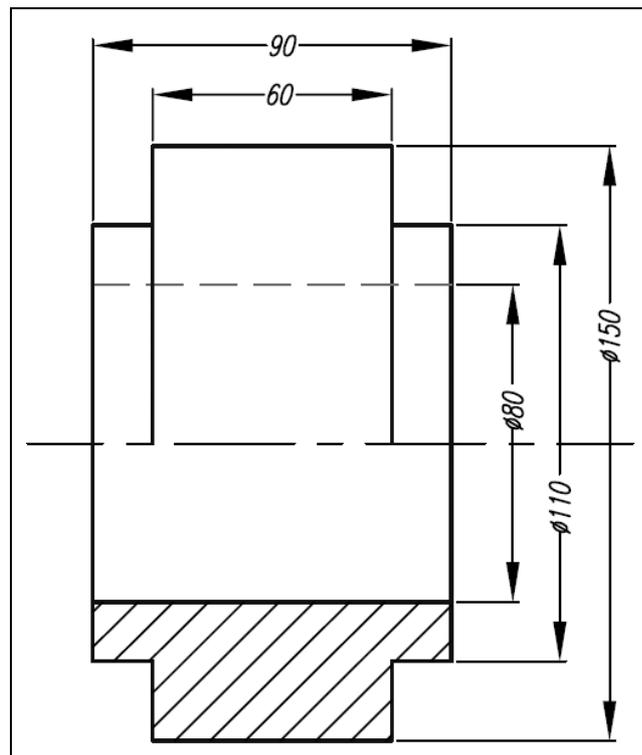


Figura 3.4 – Geometria dos corpos-de-prova.

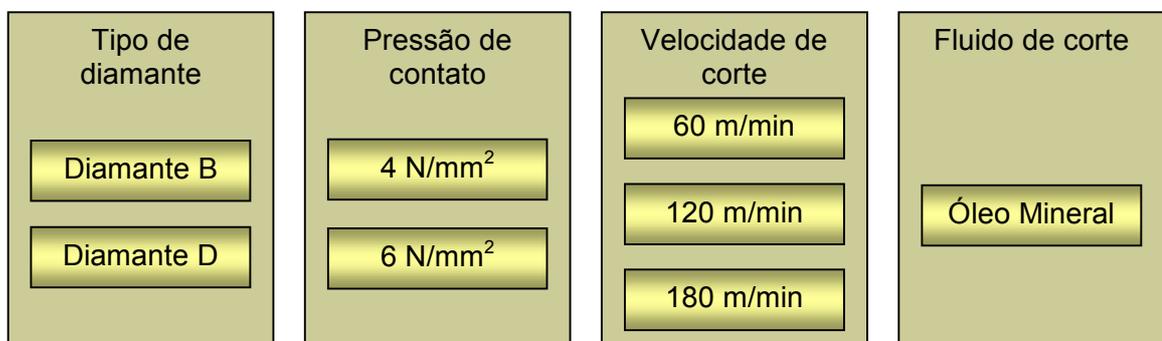


Figura 3.5 – Delineamento dos experimentos iniciais.

²⁵ Com o intuito de simplificar a descrição dos experimentos realizados, a partir deste ponto, sempre que mencionado o termo “velocidade de corte”, entenda-se “velocidade de corte tangencial”.

A combinação fatorial gerou 12 condições de experimento distintas. Os níveis da pressão nominal de contato e da velocidade de corte foram selecionados a fim de alcançar uma elevada taxa de remoção de material. Em função disso, empregou-se desde valores usuais até níveis considerados elevados para ambos os fatores. No caso da velocidade de corte, foram utilizados valores muito elevados e normalmente não praticados em processos de brunimento. A pressão de contato no brunimento com diamante permanece, via de regra, entre 1 e 7 N/mm². Já a velocidade de corte normalmente permanece na faixa entre 30 e 80m/min (NAGEL, 1998b). Como fluido de corte empregou-se óleo mineral de brunimento.

Como apresentado na Figura 3.5, os diamantes utilizados são identificados por letras. Quatro tipos de diamantes foram empregados ao longo de toda a pesquisa, denominados pelas letras A, B, C e D, de acordo com sua característica de friabilidade (Figura 3.6), conforme os padrões de classificação empregados pela Empresa Nagel. As aplicações desses diamantes, em decorrência de suas propriedades, são bastante distintas. O diamante do tipo A, de elevada friabilidade, é geralmente empregado no brunimento de ligas de alumínio. Já o diamante do tipo B é largamente empregado na usinagem de ferro fundido cinzento e constitui a primeira escolha também para o ferro fundido vermicular. Os diamantes dos tipos C e D, via de regra, são aplicados em situações que não exigem elevada capacidade de corte dos abrasivos, tais como em chanfros de entrada em ferramentas de brunir de passe único, onde são empregados com a função de proteção da ferramenta. Nos experimentos com diferentes tipos de diamantes, buscou-se priorizar aquele amplamente utilizado (tipo B), assim como os de maior tenacidade, uma vez que se objetiva uma elevada taxa de remoção em um material de elevada resistência mecânica, o que pressupõe um elevado carregamento mecânico aos diamantes. Abrasivos de CBN, normalmente empregados na usinagem de aços endurecidos, apresentam uma friabilidade mais elevada do que os diamantes e, em função disso, não foram considerados como uma alternativa viável nos experimentos de elevadas taxas de remoção, pois implicariam um elevado desgaste da ferramenta, sob condições de elevado carregamento.

O aproveitamento otimizado dos grãos abrasivos, como já discutido em 2.3.9.3, se dá na medida em que estes apresentam uma característica de microfraturas, ou seja, o diamante mantém sua capacidade de corte através da constante geração de novos gumes. Tal renovação não pode se dar, entretanto, em

uma taxa excessivamente elevada, o que conduziria a uma elevada taxa de desgaste dos segmentos abrasivos de brunimento. Para cada processo deve-se, portanto, encontrar uma combinação de diamante/ligante adequada, em virtude do material da peça e dos parâmetros de processo, a fim de se obter o equilíbrio entre capacidade de corte e desgaste, por meio do correto carregamento mecânico dos grãos abrasivos. Na Etapa 1 dos experimentos, foram empregados diferentes tipos de diamantes com um único ligante, enquanto as alterações do tipo de ligante foram realizadas na Etapa 2.

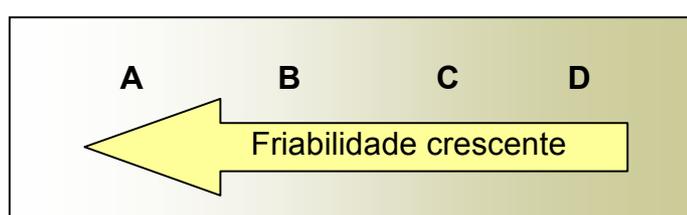


Figura 3.6 – Denominação dos tipos de diamantes.

Mediante novos desenvolvimentos, assim como da variação dos parâmetros do processo de fabricação de diamantes sintéticos, cada fabricante de diamantes dispõe de uma grande gama de produtos com diferentes características de forma, dureza, estrutura, friabilidade e tamanho de grão. Ao fabricante de ferramentas de brunir cabe identificar, dentre as inúmeras possibilidades, aqueles abrasivos que melhor atendem suas necessidades, classificando-os de acordo com suas propriedades. A correlação existente entre a classificação empregada pelo fabricante dos segmentos abrasivos de brunimento com o fornecedor do abrasivo e sua especificação própria constitui um importante aspecto de domínio de tecnologia por parte dos fabricantes de ferramentas, portanto, com extrema restrição quanto à publicação.

Como exemplo de diamantes com diferentes propriedades aplicáveis ao brunimento, pode-se citar uma linha de produtos General Electric denominada MGB, que compreende abrasivos com uma ampla gama de propriedades. Em Diamond Innovations (2004), encontram-se informações sobre diamantes com diferentes propriedades de tenacidade e forma, para diferentes tamanhos de grão. A Figura 3.7 ilustra três diferentes tipos de diamantes sintéticos considerados de friabilidade alta, média e baixa, os quais podem ser empregados para os mais diferentes fins, tais como rebolos, discos de corte, segmentos de brunimento, dentre outros. A seleção

de um ou outro tipo de diamante depende das características de cada aplicação específica. Uma discussão mais detalhada sobre a aplicação de diferentes tipos de diamantes e CBN voltados ao processo de brunimento pode ser encontrada em Juchen (1986).

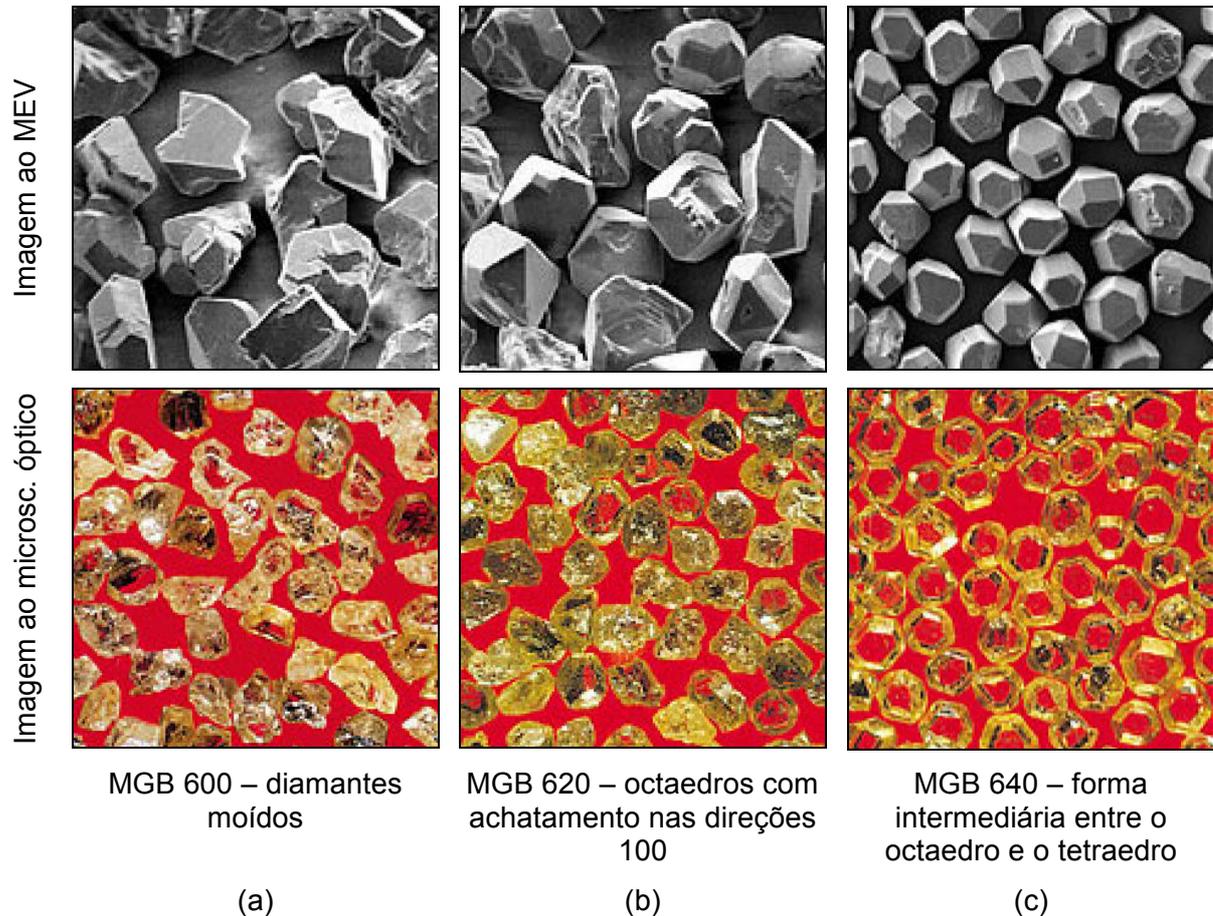


Figura 3.7 – Aspectos de diferentes tipos de grãos abrasivos (a) de elevada friabilidade, (b) de friabilidade média e (c) de alta tenacidade (DIAMOND INNOVATIONS, 2004).

Os segmentos abrasivos de brunimento utilizados na bancada experimental foram produzidos com espessura de 2mm e comprimento 40mm. O comprimento de 40mm foi definido a partir do comprimento útil dos corpos-de-prova (60mm). A espessura de apenas 2mm foi definida com o intuito de se minimizar a força de corte normal, seguindo, ainda, uma das regras sugeridas por Haasis (1980), citado em 2.5.1. O tamanho de grãos abrasivos selecionado foi o D181, que equivale a uma faixa de tamanho de 150 a 180 μ m, ou 80 a 70Mesh (NAGEL, 2003). O tamanho do grão abrasivo foi selecionado com o objetivo de, por um lado, garantir uma elevada taxa de remoção de material e, por outro, evitar a geração de uma rugosidade

demasiadamente elevada na peça, que pudesse aumentar excessivamente a necessidade de remoção de material na etapa subsequente denominada brunimento de base. Com o objetivo de se manter uma uniformidade na rugosidade obtida nos cilindros, a segunda etapa de brunimento deve remover os sulcos produzidos pela primeira etapa. Em razão disso, deve-se evitar a geração de uma rugosidade excessiva na primeira etapa, visto que essa tenderia a prejudicar o processo de maneira integral, aumentando o tempo necessário para a realização da segunda etapa de brunimento.

O processo de brunimento é caracterizado por possuir um elevado número de variáveis. No método do presente trabalho, optou-se por elaborar, inicialmente, um delineamento experimental completo, todavia, envolvendo apenas parte dessas variáveis. A inclusão de um número grande de variáveis na primeira matriz experimental implicaria um número muito elevado de experimentos que, ainda assim, poderiam não contemplar alguns fatores relevantes.

Dessa forma, optou-se pela elaboração inicial de uma matriz relativamente reduzida (Figura 3.5), e de posse desses resultados, definiu-se o próximo passo. Da mesma maneira, foram realizados os sucessivos experimentos, definindo-se os passos subsequentes do trabalho a partir da análise dos resultados até então obtidos.

Como passo seguinte, efetuaram-se alguns experimentos para a avaliação de algumas variáveis específicas, tais como mostrado na Figura 3.8, nos quais foram avaliados dois outros tipos de diamantes: A e C.

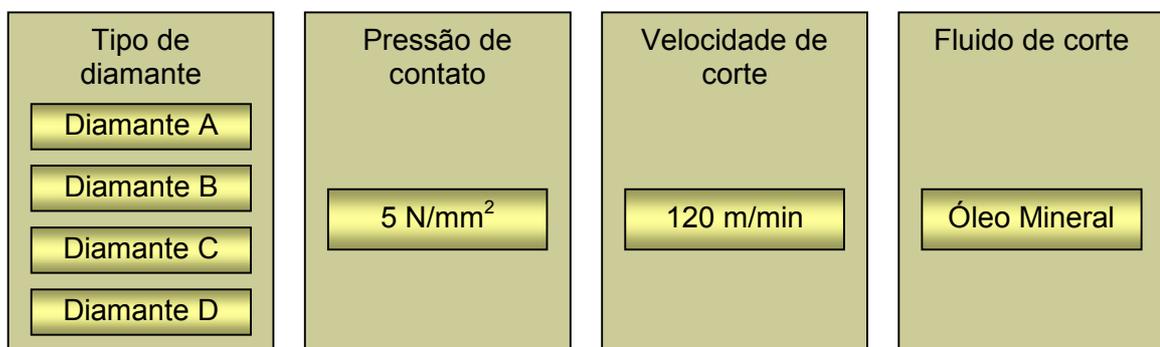


Figura 3.8 – Experimentos contemplando quatro tipos de diamantes.

Havendo um potencial para ganhos em vida de ferramenta com o aumento da velocidade de corte, conforme sinalizado por outros autores discutidos em 2.3.3,

esse fator foi incluído nos experimentos. Foram realizados dois experimentos com o emprego de velocidade de corte elevada, em níveis não usuais para o processo de brunimento. Enquanto as velocidades no brunimento atingem valores da ordem de 60m/min, podendo chegar aos 90m/min, foram realizados experimentos com velocidades de até 250m/min, a que se poderia denominar “brunimento em alta velocidade de corte”. Na Figura 3.9, mostra-se o detalhamento dos parâmetros desses dois experimentos.

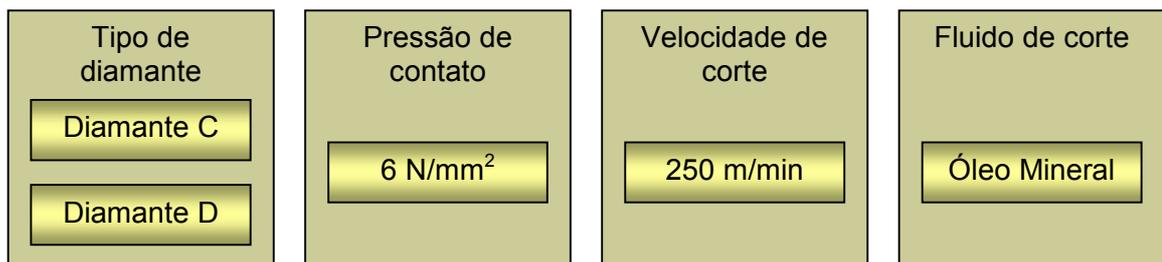


Figura 3.9 – Matriz de experimentos com alta velocidade de corte.

A última variável analisada nos experimentos em bancada de testes foi o tipo de fluido de corte. Para tais experimentos, foram tomados os tipos de diamantes B e C. Estes foram submetidos a um nível de pressão de contato mais baixo dentre os experimentos realizados, uma vez que, utilizando fluidos de corte de menor viscosidade, se espera uma maior agressividade da ferramenta. Como velocidade de corte empregou-se um valor intermediário. Os parâmetros selecionados são encontrados na Figura 3.10.

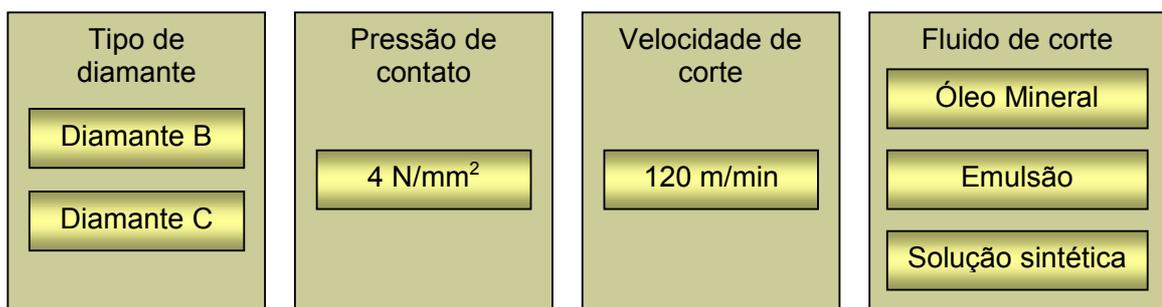


Figura 3.10 – Experimentos com diferentes fluidos de corte.

Para a avaliação de possibilidades e vantagens a serem obtidas a partir da correta seleção de fluidos de corte, optou-se por empregar fluidos de corte pertencentes a cada um dos três grandes grupos existentes, isto é, um fluido de

corte integral, uma emulsão e uma solução de fluido sintético em água, a fim de se abranger uma ampla gama de propriedades. O óleo mineral e a solução sintética são produzidos por um mesmo fabricante, enquanto a emulsão empregada é fornecida por um segundo. As características principais de cada um dos fluidos de corte empregados, de acordo com as informações dos fabricantes, são descritas a seguir²⁶:

a) Óleo mineral: o óleo mineral integral utilizado constitui um fluido de corte amplamente empregado em processos de brunimento. É um óleo desenvolvido especificamente para o processo de brunimento, e também pode ser empregado em processos de fresamento e torneamento em torno automático. É considerado um fluido de corte de alto desempenho, baixa viscosidade, livre de enxofre e aditivos clorados;

b) Emulsão: trata-se de um produto desenvolvido em conjunto entre o fabricante e a Empresa Nagel. O produto a base de óleo mineral com aditivos emulsificadores, protetores contra corrosão e outros, forma uma emulsão de cor branca que, segundo o fabricante, possui características de: alta estabilidade da emulsão, elevada proteção à corrosão, boa capacidade de refrigeração e molhabilidade da peça. É um produto livre de aditivos clorados, nitritos, zinco, bactericidas e fungicidas. O fabricante sugere concentrações de 3 a 10%. Nos experimentos realizados, empregou-se concentração 10%, a fim de maximizar o efeito lubrificante;

c) Solução sintética: é um fluido sintético com aplicação geral em retificação e brunimento, além de outros processos de usinagem, de composição não divulgada pelo fabricante. Forma uma solução transparente. Caracteriza-se por: possuir grande versatilidade para a maioria dos processos de usinagem, proteger à corrosão mesmo em solução com água dura, evitar a proliferação de bactérias, rejeitar óleos lubrificantes para a superfície do fluido e precipitar cavacos rapidamente. É um produto livre de aditivos clorados, boro, fenol e nitritos. O fabricante sugere concentrações entre 4 e 10%. Utilizou-se a concentração de 10%.

As principais características físicas dos produtos acima estão listadas na Tabela 2.3, a seguir.

²⁶ As informações de propriedades e de utilização dos fluidos de corte foram obtidas a partir das Fichas Técnicas dos produtos, as quais não serão aqui referenciadas para que os nomes dos fabricantes não sejam expostos.

Tabela 3.3 – Características físicas dos fluidos de corte empregados.

Propriedades	Óleo mineral	Emulsão	Solução sintética
<i>Características do produto concentrado</i>			
Aparência	amarelo claro	amarelo claro	amarelo transparente
Densidade a 15°C [kg/m ³]	0,82 (a 20°C)	0,96	1,06 a 1,08
Ponto de fulgor [°C]	125	NA	NA
Viscosidade cinemática	5,0mm ² /s a 40°C	60mm ² /s a 40°C	ND
<i>Característica do produto pronto para utilização</i>			
Aparência	amarelo claro	branca	transparente
pH a 20°C (5%)	NA	9,7	8,8 – 9,3
Concentração utilizada [% vol.]	100	10	10

O método para a realização de experimentos na bancada de testes foi baseado em procedimentos internos da Empresa Nagel, local onde os mesmos foram realizados. Método similar também foi e tem sido empregado por outros pesquisadores, que dispõe de equipamentos similares para avaliações de segmentos abrasivos de brunimento, conforme discutido em 2.4. A Figura 3.11 sumariza o método utilizado.

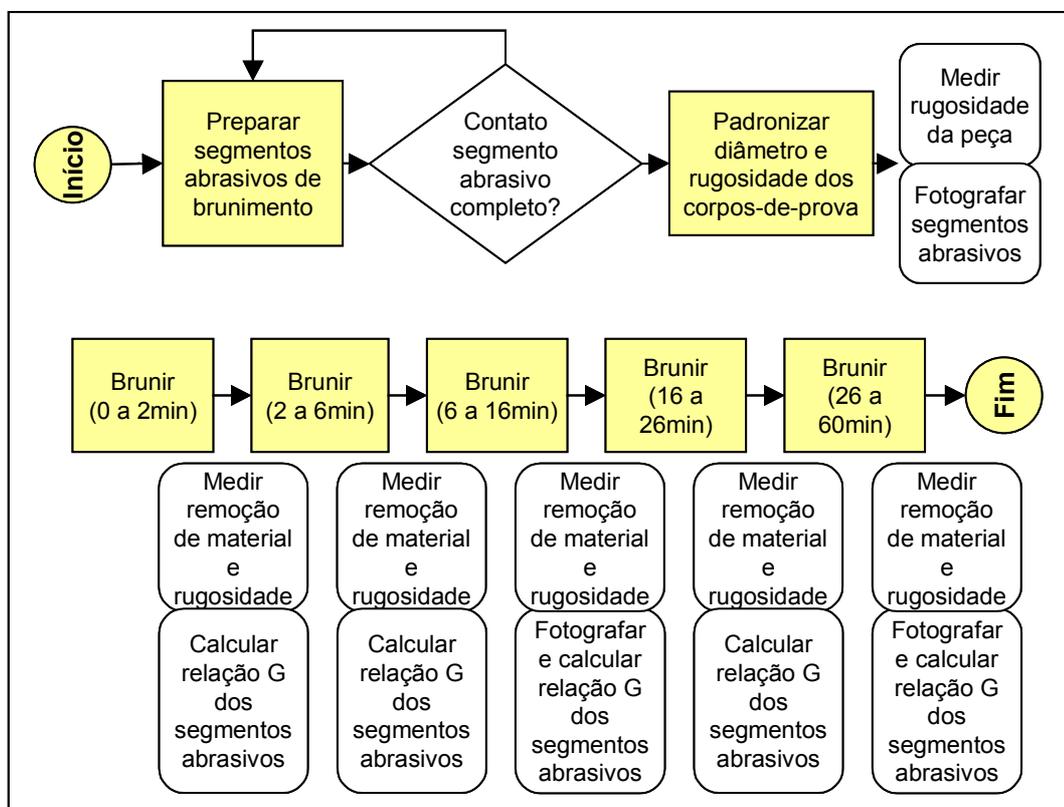


Figura 3.11 – Método para a realização dos experimentos em bancada de testes.

Nas seis posições de brunimento disponíveis no equipamento, foram montadas alternadamente, a cada experimento, segmentos de brunir com duas especificações diferentes, de modo a realizar simultaneamente duas condições experimentais, cada qual com três segmentos abrasivos. Como cada um dos segmentos abrasivos têm uma aplicação de força normal independente, cada qual equivale a uma repetição da condição experimental, compreendendo três repetições. Os segmentos de brunir provenientes diretamente do processo de sinterização, inicialmente, não possuem capacidade de corte e tampouco o perfil circular do corpo-de-prova. A geração do perfil nos segmentos abrasivos de brunimento e a exposição dos grãos de diamante, conferindo-lhes uma capacidade inicial de corte, foram obtidas através de um processo de lixamento. Uma lixa, de granulometria 100Mesh, foi pressionada pelo próprio equipamento entre a peça e o segmento de brunir. O movimento relativo entre os abrasivos e a lixa foi gerado pelo equipamento, o qual permite impor aos segmentos de brunir um movimento oscilatório axial de alta frequência. Associado a este movimento, a lixa foi tracionada manualmente. Com esse procedimento, gerou-se no segmento abrasivo o mesmo perfil da peça, bem como a exposição inicial dos diamantes. A condição inicial de corte dos segmentos abrasivos, antes do início da tomada de valores, foi alcançada aplicando-lhes uma elevada pressão de contato (6N/mm^2), associada a uma velocidade de corte usual de brunimento (60m/min). Esse procedimento, que imprime aos grãos de diamante um elevado carregamento e gera um acelerado desgaste dos segmentos abrasivos, foi mantido por alguns segundos até que o segmento de brunir apresentasse um contato com o corpo-de-prova completamente uniforme ao longo de toda a sua superfície. O referido procedimento propiciou relativa similaridade na condição inicial de corte dos segmentos abrasivos, conferindo-lhes uma elevada capacidade de corte.

3.1.4 Acompanhamento dos resultados

O acompanhamento dos experimentos foi realizado avaliando-se e determinando-se os seguintes parâmetros:

- ✓ Taxa de remoção de material;
- ✓ Relação de desgaste dos segmentos abrasivos de brunimento;

- ✓ Rugosidade da peça;
- ✓ Avaliação qualitativa do aspecto visual dos segmentos abrasivos de brunimento.

A taxa de remoção de material (Z'') é calculada pela Equação 2.6, descrita em 2.3.8. Para o cálculo do volume de material removido, foram tomadas sucessivas medições do diâmetro dos corpos-de-prova, com auxílio de um micrômetro digital²⁷. As medições foram realizadas nos tempos: 0; 2; 6; 16; 26 e 60min. A característica do processo de maior variação no início e posterior estabilização pôde ser bem acompanhada pelos intervalos com tempos crescentes entre medições.

As taxas de desgaste dos segmentos abrasivos de brunimento foram quantificadas pela relação G. Para o cálculo dessa grandeza, necessita-se não somente da taxa de remoção do material da peça, como também da taxa de desgaste em volume dos segmentos abrasivos, conforme Equação 2.7, em 2.3.8. O volume desgastado dos segmentos abrasivos foi calculado a partir da densidade teórica da sua parte útil e de sua variação de massa. Antes de cada uma das medições de massa dos segmentos abrasivos, os mesmos foram submetidos a uma limpeza em ultra-som, imersos em um fluido específico²⁸. Em seguida, secados e pesados em uma balança de precisão²⁹.

Nos mesmos intervalos de tempo definidos para as medições de diâmetro e peso, realizou-se acompanhamento da rugosidade dos corpos-de-prova, utilizando os parâmetros R_a , R_z e R_t . Estes foram medidos com auxílio de um rugosímetro portátil³⁰. Os parâmetros de rugosidade foram escolhidos com base na aplicação prática do processo, ou seja, considerando se tratar de uma operação de brunimento de desbaste. Dessa forma, os parâmetros de rugosidade da família R_k , tipicamente medidos em superfícies brunidas de cilindros, não foram medidos. Do mesmo modo, a análise de integridade³¹ não foi feita, já que, na aplicação, duas etapas de usinagem subseqüentes serão realizadas.

²⁷ Micrômetro digital. Fabricante: Mitutoyo. Faixa de medição: 0 a 150mm. Precisão: 0,001mm.

²⁸ Remoção de óleo mineral com acetona e de emulsão ou fluido sintético com etanol.

²⁹ Balança digital, modelo GT410. Fabricante: Ohaus Corp. – Florman Park – USA. Precisão: 0,001g.

³⁰ Rugosímetro portátil, modelo Perthometer M2. Fabricante: Mahr – Göttingen – Alemanha. Especificações: Apalpador com patins; Raio de ponta de $2\mu\text{m} \times 90^\circ$ (conforme DIN EM ISO 3274); Força de contato aprox. 0,7mN (conforme DIN EM ISO 3274). Resolução: 12nm. Unidade de avanço: PFM.

³¹ O conceito de integridade de superfícies é discutido por Boehs (1992).

Um importante meio para análise e acompanhamento dos experimentos se deu pela observação dos segmentos abrasivos de brunimento em microscópio óptico³², ilustrado na Figura 3.12. Além da observação para análise qualitativa, nos tempos de brunimento de 0, 16 e 60min, foram tiradas fotos dos segmentos abrasivos, com os aumentos de 5 e de 20 vezes, seis fotos de cada segmento, totalizando 54 fotos tomadas de cada uma das condições experimentais. A análise qualitativa considerou as formas de desgaste dos segmentos abrasivos, as quais são ilustradas na Figura 3.13.



Figura 3.12 – Microscópio óptico empregado na análise dos segmentos abrasivos de brunimento.

Com o intuito de facilitar a identificação e descrição das condições experimentais, cada qual recebeu uma denominação que compreende uma letra, A, B ou C, seguida de um número. A letra “A” refere-se aos experimentos da Etapa 1, a letra “B” aos da Etapa 2 e a letra “C” identifica os experimentos com blocos de motor, ou seja, da Etapa 3. A correlação entre os parâmetros empregados e a denominação de cada condição experimental é apresentada de forma resumida em 3.5, Tabela 3.9.

³² Microscópio óptico, modelo Axiotech Vario 100 HD. Fabricante: Carl Zeiss. Aumento: de 5 a 100x. Câmera CCD acoplada, modelo CC-12. Fabricante: Soft Imaging System GmbH. Software aquisição de imagens AnalySIS, versão 3.2. Fabricante: Soft Imaging System GmbH.

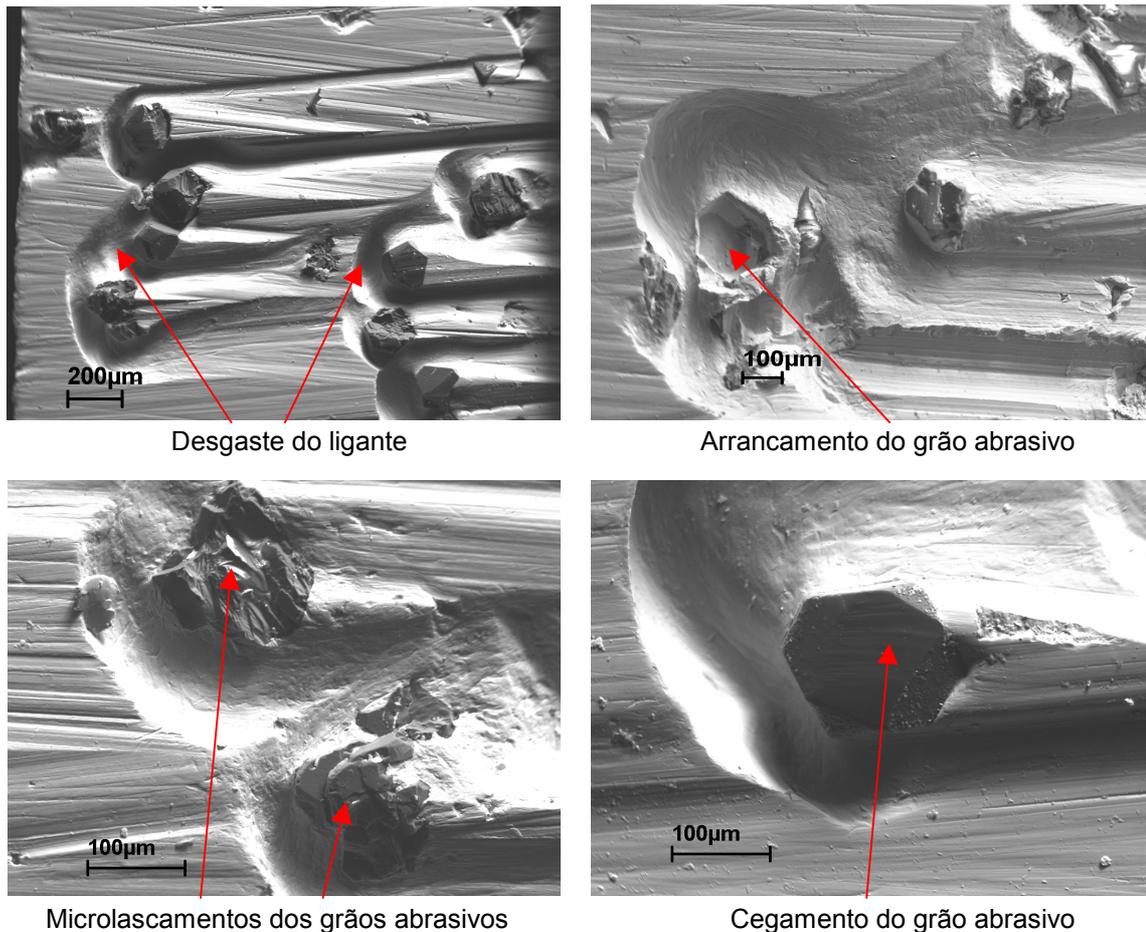


Figura 3.13 – Exemplos de formas de desgaste de segmentos abrasivos de brunimento, obtidos em microscópio eletrônico de varredura³³.

3.2 Etapa 2 – Experimentos com camisas de cilindros

Na etapa 2 dos experimentos, buscou-se aproximar ainda mais os ensaios realizados da condição real do processo de brunimento. Para tanto, foram utilizados corpos-de-prova confeccionados na forma de camisas de cilindro, os quais foram brunidos em uma brunidora vertical. Esse processo de brunimento permite uma grande aproximação da condição real, porém, sem a utilização de blocos de motores. Isso permite uma padronização dos testes, que podem ser utilizados futuramente para o estudo de outras variáveis, sejam elas relacionadas à ferramenta de brunir, parâmetros de brunimento ou até mesmo à própria peça.

Uma segunda vantagem importante no emprego desses corpos-de-prova

³³ Microscópio eletrônico de varredura, modelo EVO 40. Fabricante: Carl Zeiss SMT Ltd.

consiste na minimização dos custos envolvidos com matéria-prima, uma vez que os mesmos podem ser utilizados por diversas vezes, aumentando gradativamente seu diâmetro, observando o limite de homogeneidade do material.

3.2.1 Equipamentos de brunimento

A maioria dos experimentos com camisas de cilindros foram feitos em uma Brunidora Vertical NAGEL³⁴, modelo VS-10 80 (Figura 3.14). Nesse equipamento, foram realizados experimentos que não demandavam velocidades de corte acima de 120m/min, sendo esse o limite da referida brunidora, para o diâmetro dos cilindros empregados, de 80mm.

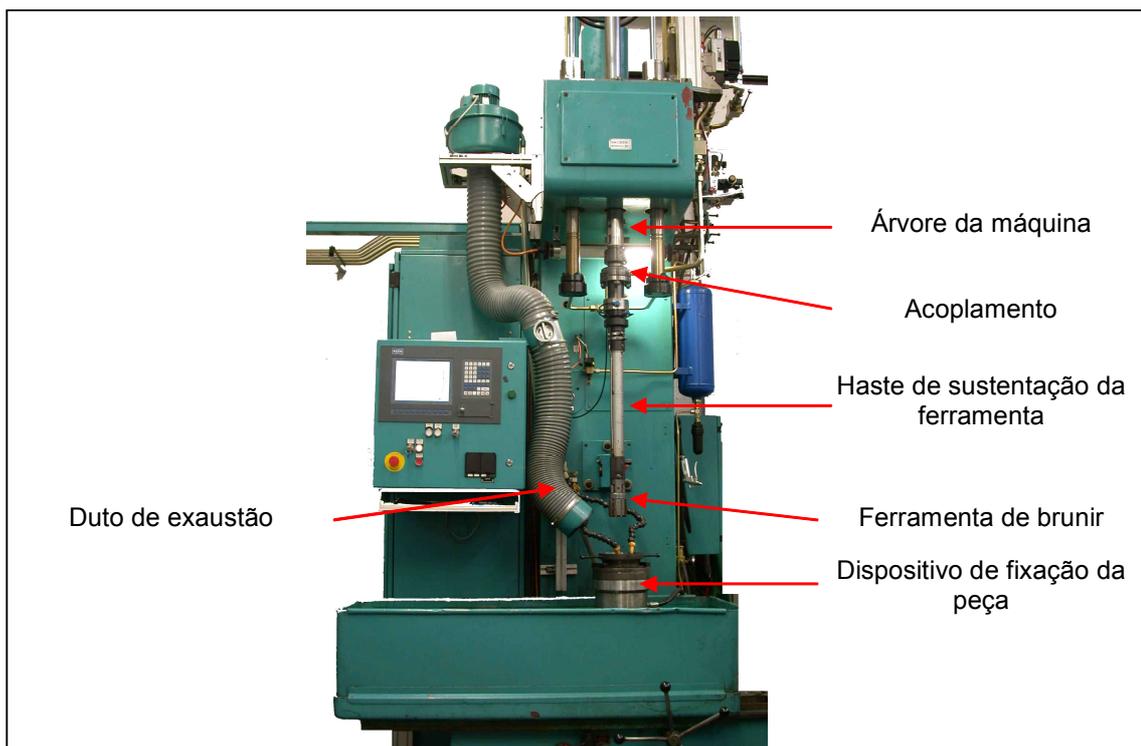


Figura 3.14 – Brunidora Vertical na qual foram realizados experimentos com velocidade de corte de até 120m/min.

Os experimentos que demandaram velocidades de corte mais elevadas, da ordem de 250m/min, foram feitos em um segundo equipamento, uma Brunidora

³⁴ Brunidora Vertical, modelo VS-10 80. Fabricante: Nagel – Nürtingen – Alemanha. Ano de fabricação da máquina: 1972. Ano de fabricação do comando eletrônico: 2000.

Vertical NAGEL³⁵, modelo VS8-60 SV-NC, mostrada na Figura 3.15.

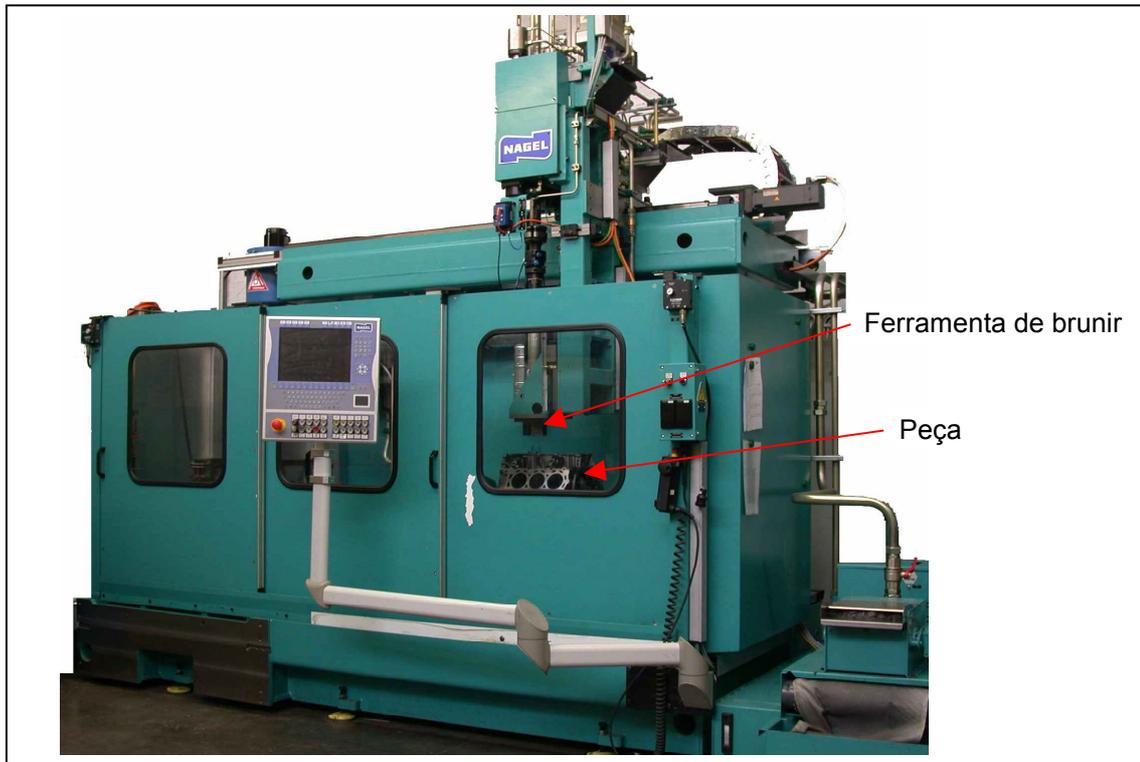


Figura 3.15 – Brunidora Vertical na qual foram realizados experimentos com velocidade de corte de até 250m/min.

Em ambas as máquinas foi empregado o mesmo sistema de fixação dos corpos-de-prova, que consiste em uma camisa de borracha, a qual é montada no interior de uma carcaça metálica, de modo a formar uma câmara estanque entre a carcaça metálica e a camisa de borracha. No interior da camisa de borracha são posicionados os corpos-de-prova. Uma pressão de ar aplicada entre a carcaça metálica e a camisa de borracha gera um deslocamento da camisa flexível de borracha em direção à peça, fixando-a. O sistema pode ser visto na Figura 3.16(a). Como ferramenta de brunir empregou-se uma ferramenta de expansão simples³⁶ modelo Nagel 8HL 79,2 SE-1 15°, ilustrada na Figura 3.16(b).

³⁵ Brunidora Vertical com troca automática de ferramenta, modelo VS8-60 SV-NC. Fabricante: Nagel – Nürtingen – Alemanha. Ano de fabricação: 2004.

³⁶ Ferramenta de brunir, modelo 8HL 79,2 SE-1 15°. Fabricante: Nagel – Nürtingen – Alemanha. Descrição: ferramenta com expansão simples, suportes para até 8 segmentos de brunir e 4 segmentos-guia, sem preparação para medição em processo.

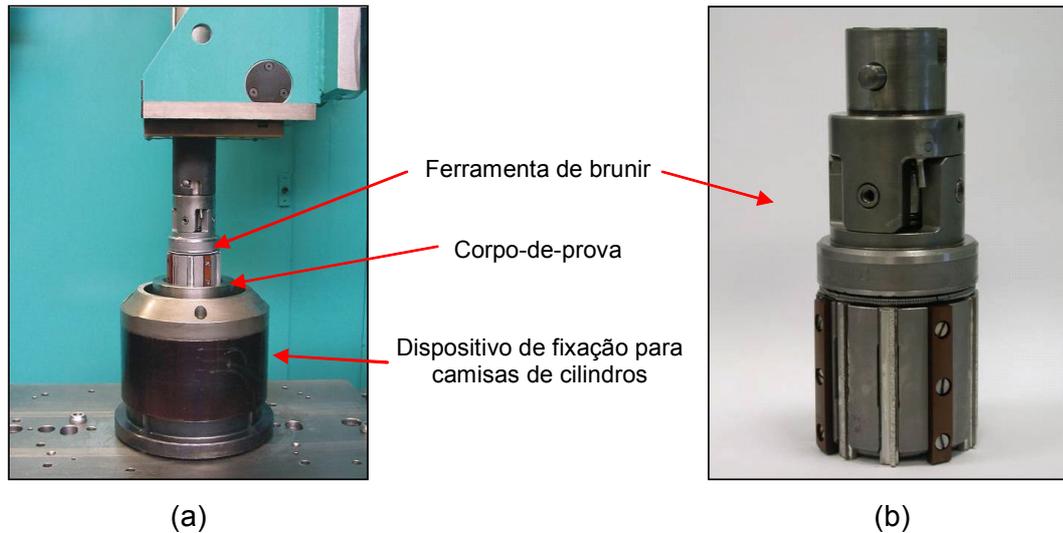


Figura 3.16 – (a) Sistema de fixação da peça e (b) ferramenta de brunir.

3.2.2 Caracterização dos corpos-de-prova tipo camisas de cilindro

Os corpos-de-prova fundidos na forma de camisas de cilindro foram fornecidos pela Empresa Tupy Fundições (Figura 3.17). Amostras do material foram seccionadas na região indicada na Figura e submetidas às análises metalográfica, de dureza e de tração.



Figura 3.17 – Corpos-de-prova tipo camisas de cilindros fundidos empregados na Etapa 2 dos ensaios.

As metalografias representativas do lote de corpos-de-prova utilizados nessa etapa experimental são exibidas na Figura 3.18(a), sem ataque químico, e na Figura

3.18(b), com ataque de solução Nital, a 3% de concentração. Observa-se a predominância das grafitas vermiculares em uma matriz quase totalmente perlítica.

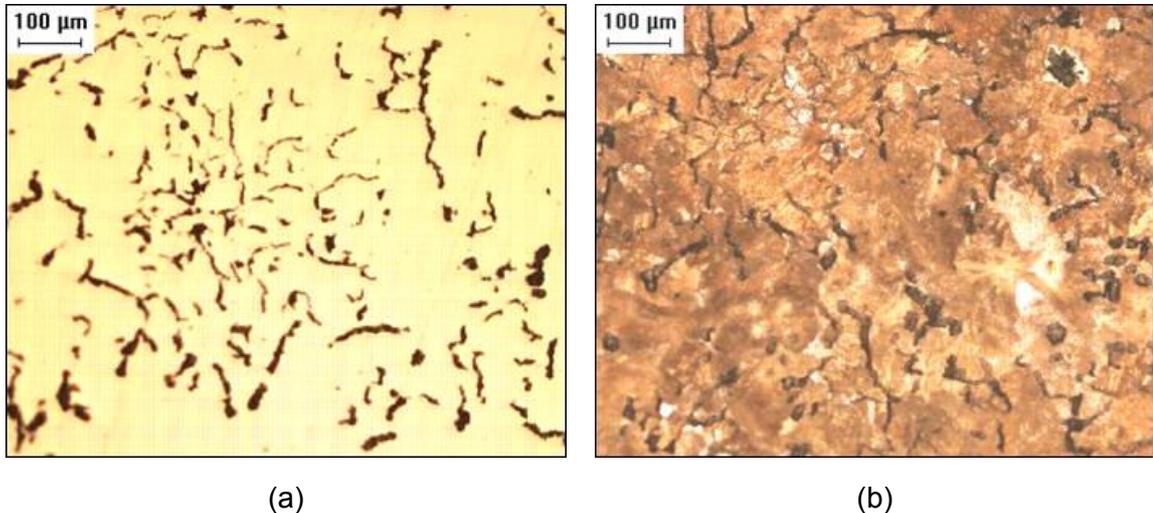


Figura 3.18 – Metalografias dos corpos-de-prova (a) sem ataque e (b) com ataque Nital 3%.

Os resultados quantitativos da análise metalográfica são sumarizados na Tabela 3.4. Os resultados dos ensaios de dureza e de análise de tração encontram-se na Tabela 3.5. Tanto os resultados metalográficos quanto os de dureza e de tração revelaram que os corpos-de-prova estão de acordo com a especificação ISO 16612/JV/450/S (INTERNATIONAL ORGANISATION FOR STANDARIZATION, 2006).

Tabela 3.4 – Resultados quantitativos dos ensaios metalográficos

Matriz	Forma da grafita	Nodularização [%]
Perlítica com 0,5% de ferrita	III – VI	7

Tabela 3.5 – Resultados de ensaios de dureza e de tração.

Dureza Brinell (HB 5/750)	Resultados de ensaios mecânicos		
	σ_R [Mpa]	σ_E [Mpa]	Alongamento [%]
245	485	429	0,6

O sobrematerial de fundição, de aproximadamente 3mm, foi removido por torneamento em todas as superfícies da peça. A geometria dos corpos-de-prova após a usinagem é mostrada na Figura 3.19. A existência de uma espessura de parede de 17,5mm permitiu a reutilização da mesma peça por sucessivas vezes,

partindo-se de um diâmetro de 80mm até o diâmetro de 90mm.

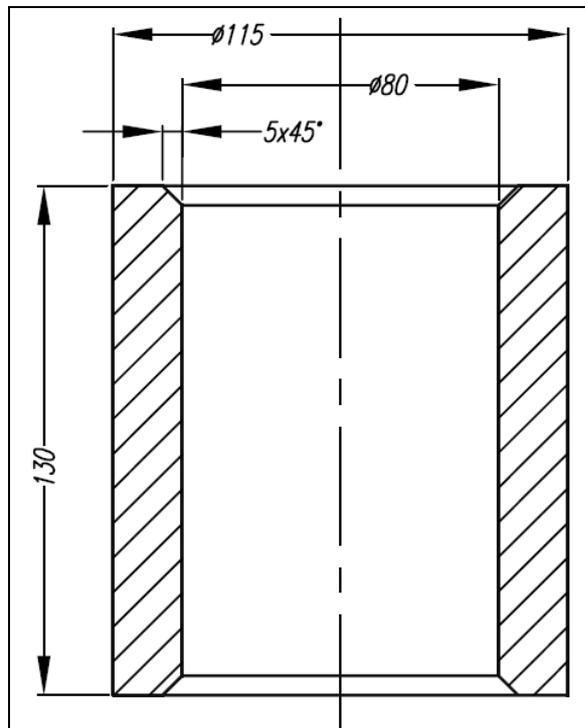


Figura 3.19 – Geometria das camisas de cilindro.

Sabendo-se que a rugosidade da peça proveniente do processo que antecede o brunimento influencia significativamente na auto-afiação dos segmentos abrasivos de brunimento, procedeu-se o torneamento interno das peças antes de cada utilização, mantendo-se a rugosidade inicial dentro de uma faixa predeterminada. A faixa de rugosidade foi definida entre 5 e 7 μ m para o parâmetro R_a .

3.2.3 Taxa de remoção para o brunimento de desbaste

A proposta de utilização do processo de brunimento de desbaste, como alternativa para a eliminação de etapas de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento, pressupõe a necessidade de uma maior remoção de material em comparação a um processo normal de brunimento de desbaste.

Normalmente, o mandrilamento de acabamento dos cilindros de um bloco de motor é seguido pela primeira operação de brunimento, denominada brunimento de desbaste. Nessa operação de brunir, ocorre uma remoção de material da ordem de

0,03 a 0,06 milímetro no diâmetro, em um tempo que, na prática industrial, é próximo a 30s, por cilindro.

No brunimento de desbaste após o mandrilamento de desbaste, há a necessidade de retirada de uma grande quantidade de material. Isso se deve à necessidade de correção de desvios significativos deixados pelo mandrilamento de desbaste, tais como erros de forma, rugosidade, erros de posição do cilindro e variações no diâmetro. A quantidade mínima de material a ser retirada no brunimento de desbaste para corrigir tais desvios é variável e fortemente dependente das especificações do componente em questão e do processo de mandrilamento de desbaste empregado.

Considerando um bloco de motor hipotético, com tolerâncias normais de projeto aplicadas na atualidade, pode-se calcular o sobrematerial mínimo necessário para a correção dos seguintes desvios existentes após o brunimento de desbaste:

- ✓ Variações de diâmetro e de forma do cilindro;
- ✓ Rugosidade do cilindro;
- ✓ Necessidade de correção da posição do cilindro.

As influências dessas variáveis na necessidade de remoção de material são calculadas e demonstradas a seguir, tomando como exemplo uma situação hipotética em que há uma necessidade de correção da posição do cilindro³⁷ através do brunimento de desbaste (Figura 3.20(a)) e uma situação em que não haveria a necessidade de correção da posição do cilindro (Figura 3.20(b)).

Para o primeiro caso, tem-se que a remoção de material estaria entre 0,6 e 0,9mm, enquanto para o segundo caso, a remoção de material estaria entre 0,2 e 0,5mm, considerando-se a diferença entre o diâmetro mandrilado em desbaste na condição de mínimo ou máximo e o diâmetro após eliminação de sulcos de rugosidade (indicado, na figura, em cor preta), que equivale ao diâmetro gerado pelo brunimento de desbaste, corrigindo as variações geométricas e de rugosidade provenientes do mandrilamento de desbaste.

A quantidade de remoção de material necessária ao brunimento de desbaste é, portanto, fortemente dependente da condição proveniente do mandrilamento de desbaste, podendo variar significativamente em função do acúmulo de tolerâncias

³⁷ O erro de posição de 0,2mm considerado é proveniente do cálculo de acúmulo de tolerâncias de um bloco de motor real, e abrange o erro de posição admissível do cilindro mandrilado em desbaste em relação aos mancais do virabrequim em acabamento.

do processo de usinagem empregado para o mandrilamento de desbaste.

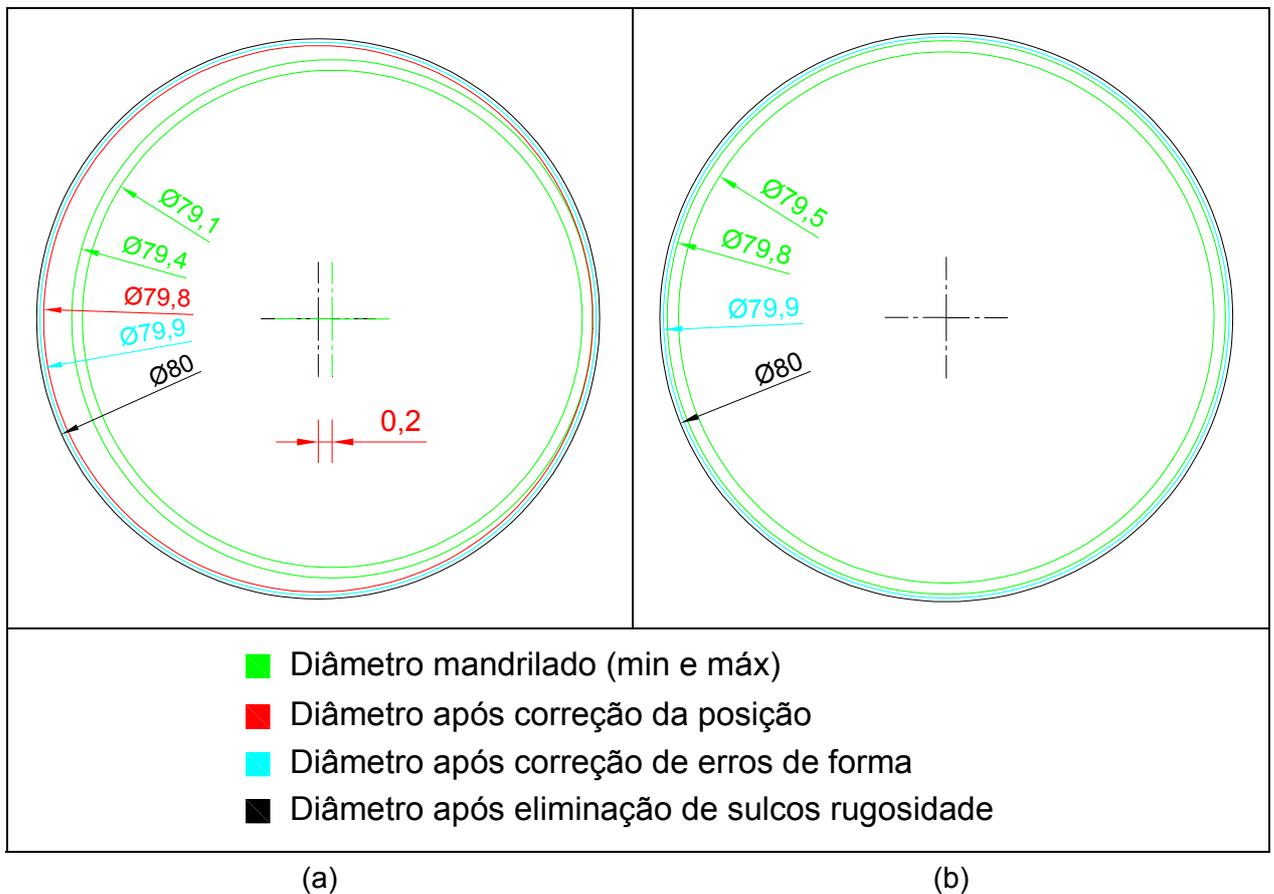


Figura 3.20 – Estimativa de taxa de remoção de material necessária para brunimento de desbaste após mandrilamento de desbaste (a) com correção da posição e (b) sem correção da posição.

Nos experimentos do presente trabalho, tomou-se como valor referencial uma remoção de 0,5 milímetro no diâmetro, realizada em um tempo de 30s, estando dentre as maiores da literatura consultada (HAASIS, 1975a; 1980; HUNGER, 1985; JUCHEN, 1986; SCHMID, 1997a; 1997b; KLINK; FLORES, 2000).

Algumas grandezas foram tomadas de uma aplicação real de um bloco de motor em ferro fundido vermicular, a saber: diâmetro=80mm; comprimento do cilindro=150mm; número de segmentos abrasivos da ferramenta de brunir=8 segmentos; largura dos segmentos abrasivos=2mm; comprimento dos segmentos abrasivos=80mm, altura útil dos segmentos abrasivos=5mm. De posse dessas grandezas de referência, pôde-se determinar a taxa de remoção de material desejada, que foi calculada em $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. A fim de tornar comparáveis entre si todos os experimentos realizados nas Etapas 2 e 3 desta pesquisa, a taxa

de remoção de material de $Z''=0,25\text{mm}^3/\text{mm}^2.\text{s}$ foi mantida constante. Entretanto, como meio de reduzir o número de corpos-de-prova necessários para executar os experimentos, o número de segmentos abrasivos da ferramenta foi reduzido de 8 para 6, e seu comprimento de 80 para 70mm, diminuindo a necessidade de remoção de material por peça em torno de 35%. Considera-se que essa modificação não compromete a qualidade dos resultados que serão obtidos. Por fim, realizou-se a validação do resultado em um bloco de motor com as dimensões citadas, empregando a ferramenta com 8 segmentos de brunir, como será detalhado em 3.3.3.

3.2.4 Condições dos experimentos realizados com camisas de cilindros

A realização dos ensaios de brunimento utilizando camisas de cilindro como corpos-de-prova torna o experimento muito próximo da aplicação real, porém, implica maior necessidade de tempo por condição, se comparado aos ensaios em bancada de testes. Desse modo, procurou-se eliminar as condições que haviam apresentado resultado pouco satisfatório na Etapa 1, como será enfatizado nas seções de resultados. A nova série de experimentos foi baseada nos seguintes critérios:

- ✓ Tipo de diamantes: dentre os diamantes testados na Etapa 1, os do tipo A e B mostraram os resultados menos satisfatórios, e o diamante C, os melhores resultados. Assim, os experimentos na Etapa 2 priorizaram o diamante do tipo C, e procedeu-se uma nova comparação com o diamante tipo D;
- ✓ Velocidade de corte: sendo obtidos os melhores resultados em velocidades de corte mais elevadas, procurou-se priorizá-las, respeitando as limitações do equipamento. Por conseqüência, velocidades convencionais de brunimento (60m/min) não foram empregadas na Etapa 2;
- ✓ Tipo de fluido de corte: a solução sintética apresentou resultado inferior aos outros dois. Dessa maneira, ambos permaneceram nos experimentos da Etapa 2.

Nos primeiros experimentos realizados com as camisas de cilindros buscou-se repetir um experimento que havia apresentado bons resultados na bancada experimental, portanto, aplicando a expansão de ferramenta pelo método de pressão controlada, isto é, utilizando o sistema de expansão hidráulica do equipamento. Este, contudo, não possibilitou o controle desejado da taxa de remoção de material. Passou-se, em função disso, para o método de expansão com controle da posição da expansão, ou seja, com sistema eletromecânico de motor de passos.

Ao longo dessa etapa experimental, o maior desafio encontrado foi o de atingir uma vida de ferramenta aceitável para a taxa de remoção definida. Assim, procurou-se uma combinação de parâmetros de brunimento, ferramenta de brunir e fluido de corte que pudessem alcançar os resultados desejados. Buscou-se priorizar técnicas, ferramentas e materiais já padronizados, que permitissem a utilização dos equipamentos disponíveis, em detrimento de técnicas especiais, tais como a citada por Burkhard e Rehsteiner (2002), do Instituto IWF³⁸, que obtiveram ganhos de vida da ferramenta de brunir através da orientação controlada dos grãos abrasivos sobre ela.

Grande parte dos experimentos dessa etapa empregaram duas variáveis principais:

- ✓ Tipo de ligante;
- ✓ Tipo de fluido de corte.

Na Figura 3.21, pode-se visualizar a matriz de experimentos realizados nessa etapa.

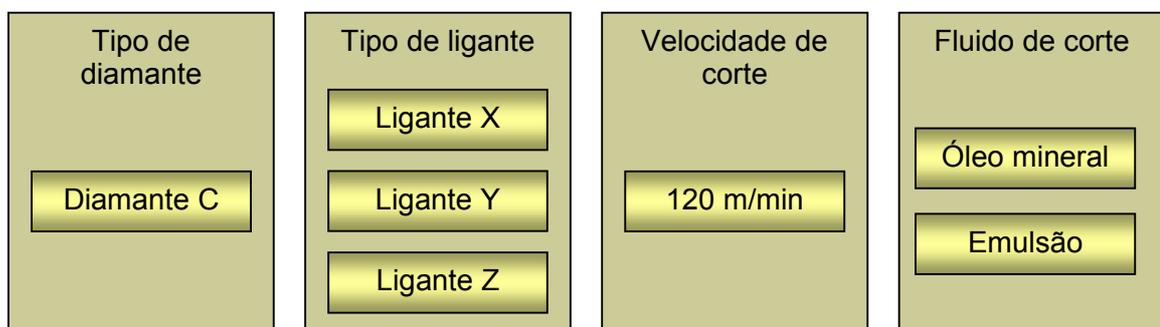


Figura 3.21 – Matriz de experimentos da Etapa 2.

³⁸ Institute of Machine Tools and Manufacturing (IWF), Swiss Federal Institute of Technology (ETH), Switzerland.

A matriz experimental apresentada na Figura 3.21 indica três diferentes tipos de ligantes, todos desenvolvidos pela Empresa Nagel, denominados pelas letras X, Y e Z. Partiu-se, inicialmente, do ligante X e os demais foram sendo selecionados posteriormente, a partir dos resultados quantitativos e das observações ao microscópio dos segmentos abrasivos de brunimento. O ligante do tipo X é um ligante metálico, assim como os demais testados. Apresenta uma dureza mais baixa em relação ao do tipo Y, uma tenacidade intermediária e ruptura de caráter dúctil. O ligante do tipo X também foi empregado em todos os experimentos da Etapa 1. O ligante do tipo Y possui a maior dureza dentre os testados, tem característica de ruptura frágil e é o de menor tenacidade dentre todos os testados. Caracteriza-se por ser o único, dentre os testados, a apresentar porosidades, o que contribui no modo frágil de ruptura. O ligante do tipo Z mostra um nível de dureza similar ao tipo X, isto é, abaixo do tipo Y. Possui uma tenacidade elevada e ruptura dúctil. Difere dos demais por ter uma capacidade de retenção dos grãos abrasivos muito superior, assim como a resistência ao desgaste. Uma comparação qualitativa das propriedades dos ligantes utilizados é dada pela Tabela 3.6.

Tabela 3.6 – Principais propriedades qualitativas dos ligantes testados.

Propriedades	Ligante X	Ligante Y	Ligante Z
<i>Tipo de ligante</i>	metálico	metálico	metálico
<i>Dureza (relativa) [%]</i>	70	100	70
<i>Tenacidade (relativa) [%]</i>	60	30	100
<i>Resistência ao desgaste (relativa) [%]</i>	30	50	100
<i>Característica de ruptura</i>	dúctil	frágil	dúctil

As propriedades dos ligantes são influenciadas inicialmente pelas matérias-primas empregadas na sinterização, isto é, pelos elementos metálicos empregados, considerando tamanho de grão dos pós metálicos, sua composição química e proporção entre eles. Os processos de compactação e sinterização também permitem influenciar significativamente as características do ligante, através de controle de parâmetros de processo, tais como a pressão de compactação, temperaturas e tempos de sinterização. De modo similar ao tipo de diamantes, o desenvolvimento dos ligantes é uma tecnologia desenvolvida por cada um dos fabricantes de ferramentas de brunir e constitui um dos pontos-chave de competitividade dessas empresas. A especificação dos ligantes compreende, em

função disso, uma área de domínio tecnológico do fabricante de ferramentas, com restrição à divulgação.

Como velocidade de corte, empregou-se $v_c=120\text{m/min}$, em virtude da limitação do equipamento disponível para os ensaios. Velocidades maiores exigiriam rotações e potências não usuais em equipamentos de brunir de fabricação não recente. Por fim, os fluidos de corte selecionados compreendem fluidos de características antagônicas entre si de lubrificação e de capacidade de extração de calor. Então, ambos foram mantidos ao longo dos experimentos.

A partir da análise desses resultados, associando-os como aqueles da Etapa 1, empregou-se também a velocidade de corte de 250m/min , conforme mostrado na Figura 3.22. Esses experimentos foram, entretanto, realizados em um segundo equipamento (Figura 3.15), o qual dispõe das condições necessárias de rotação e potência, além de segurança ao operador para operar com rotações elevadas.

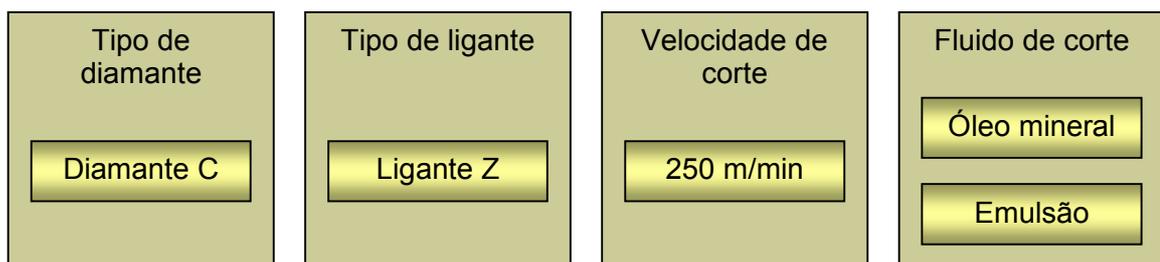


Figura 3.22 – Experimentos com velocidade de corte de 250m/min .

Adicionalmente aos experimentos citados acima, outros dois foram realizados. Em um deles se procurou confirmar uma conclusão da Etapa 1 de superioridade do diamante C em relação ao diamante D. Realizou-se, portanto, uma nova comparação entre eles, agora empregando camisas de cilindro. No segundo experimento, aumentou-se a concentração de diamantes de 50 para 75, buscando-se uma menor sobrecarga individual por grão e uma redução na rugosidade na peça.

A fim de garantir a igualdade de condições para a realização de todos os experimentos, elaborou-se um método, o qual está apresentado no fluxograma da Figura 3.23.

O experimento de uma nova condição inicia-se pela importante etapa de preparação da ferramenta de brunir, na qual os segmentos diamantados são fixados aos seus suportes por brasagem. Os suportes são montados à ferramenta, a qual é

retificada. A retificação da ferramenta, que foi realizada com rebolos a base de SiC, tem o papel não somente de gerar a forma cilíndrica, mas também de expor os grãos abrasivos acima do ligante, conferindo à ferramenta de brunir a capacidade de corte necessária (ELGAN, 2004). A forma da ferramenta foi avaliada através de medição do diâmetro externo com micrômetro, em todas as régua de brunir, em três alturas, a 5, 35 e 65mm de uma das extremidades dos segmentos abrasivos.

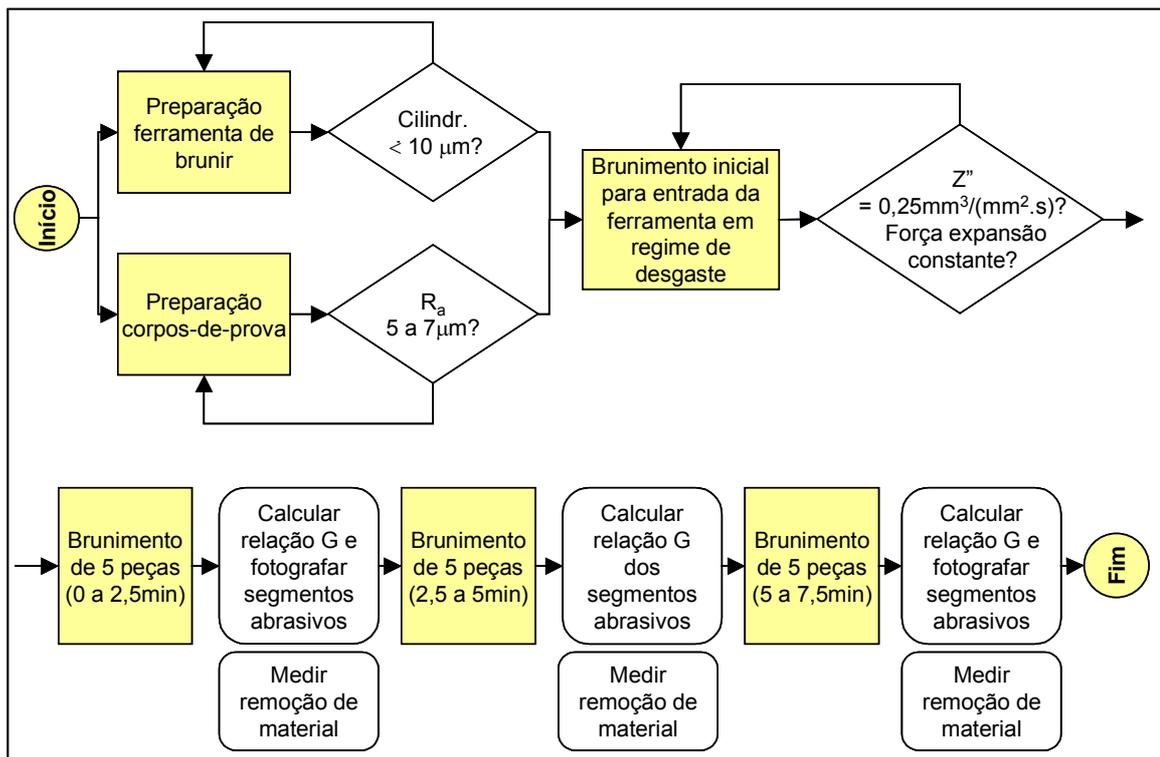


Figura 3.23 – Fluxograma para a realização dos experimentos.

Paralelamente, os corpos-de-prova foram torneados internamente, gerando uma superfície interna com uma rugosidade pré-estabelecida, garantindo uma condição de igualdade para todos os experimentos. No torneamento, empregou-se inserto de metal-duro Komet – W00 50060 0460 BK, avanço de 0,3mm e rotação de 260RPM.

Através do processo de retificação, procurou-se aproximar a condição de capacidade de corte da ferramenta com a condição de regime permanente de trabalho. Porém, como a retificação não permite repetir exatamente a condição de trabalho da ferramenta, existe a necessidade de um brunimento inicial para a ferramenta entrar em regime de desgaste. Para tanto, normalmente precisa-se de um tempo de brunimento significativamente maior do que o tempo para a realização

do experimento propriamente dito. O critério para finalizar o brunimento inicial e iniciar a tomada de valores foi que a ferramenta apresentasse uma capacidade de brunir na taxa de remoção de $0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, sem que houvesse uma tendência de alteração da força de expansão da ferramenta.

3.2.5 Acompanhamento dos resultados

Para o acompanhamento dos experimentos realizados com camisas de cilindros, foram medidas praticamente as mesmas grandezas da Etapa 1, realizada na bancada de testes. Adicionalmente, foram feitas medições do perfil dos segmentos abrasivos e da temperatura da peça durante o brunimento. As grandezas medidas foram:

- ✓ Taxa de remoção de material;
- ✓ Pressão de contato;
- ✓ Relação de desgaste dos segmentos abrasivos de brunimento;
- ✓ Rugosidade da peça;
- ✓ Avaliação qualitativa dos segmentos abrasivos de brunimento em microscópio óptico e medição tridimensional da textura;
- ✓ Medição das temperaturas da peça durante o brunimento;
- ✓ Medição dos erros de forma das peças brunidas.

Para o cálculo da taxa específica de remoção de material (Z''), foram realizadas medições de diâmetro da peça empregando-se um comparador digital e diâmetros internos³⁹, com leitura e registro automático dos valores em microcomputador. As medições de diâmetro foram feitas em todos os corpos-de-prova, antes e após o brunimento. Para uma melhor precisão na quantificação da remoção de material, o diâmetro dos cilindros foi medido em três alturas (10, 60 e 110mm da face superior) e duas direções, correspondendo a 6 medições por cilindro.

A pressão de contato exercida pelos segmentos abrasivos sobre a peça foi calculada com base na força axial exercida pela haste de expansão do equipamento,

³⁹ Comparador digital de diâmetros internos, modelo Extramess 2001. Fabricante: Mahr GmbH – Esslingen – Alemanha. Faixa de medição: de 50 a 100mm.

a qual é transmitida ao cone de expansão. A partir da força axial pode-se calcular a pressão de contato aplicada aos segmentos de brunir, empregando-se a Equação 3.1, a seguir. Nesse cálculo não foram considerados o atrito entre o cone de expansão e o suporte do segmento abrasivo, e a força exercida pelas molas de retorno dos segmentos abrasivos, ambos contrários ao movimento, assim como a força centrífuga dos segmentos abrasivos, no sentido do movimento de expansão.

$$P_s = \frac{F_a}{A \cdot \tan \delta}, \text{ em que:} \quad \text{Equação 3.1}$$

- ✓ P_s = pressão de contato [N/mm^2];
- ✓ F_a = força axial exercida pela máquina sobre o cone de expansão da ferramenta [N];
- ✓ A = área total de contato entre os segmentos abrasivos de brunimento e a peça [mm^2];
- ✓ δ = ângulo do cone da ferramenta [$^\circ$].

No sistema de expansão mecânica da ferramenta, o valor da força axial (F_a) é definido pelo motor de passos que gera o movimento da haste de expansão do equipamento. A força máxima do motor de passos pode ser ajustada no painel do equipamento, permitindo uma limitação da força máxima de expansão dos segmentos abrasivos. A correlação entre os valores ajustáveis no equipamento e a força real aplicada à ferramenta foi determinada experimentalmente, gerando-se curvas de correlação características para cada equipamento, apresentadas no Apêndice A.

O desempenho quanto ao desgaste dos segmentos abrasivos foi quantificado pelo cálculo da relação G. A cada 2,5min de brunimento a ferramenta era retirada da máquina e removidos os segmentos abrasivos com os seus suportes. Os mesmos foram limpos em solução desengraxante em um banho agitado por ultra-som. Em seguida, realizou-se a secagem e a pesagem de cada segmento abrasivo para o cálculo da relação G. Os mesmos foram pesados individualmente juntamente com seus suportes em balança de precisão⁴⁰. A partir do valor de G foi calculada a vida de ferramenta em número de cilindros, sob determinada condição de Z'', uma vez

⁴⁰ Balança eletrônica de precisão, modelo Sartorius CP224S. Fabricante: Sartorius AG – Alemanha. Precisão: 0,0001g. Faixa de trabalho: 0 a 220g.

que o valor de G é a relação entre a somatória de volume de material a ser brunido ao longo da vida da ferramenta, dividido pelo volume de material de corte útil (ligante + grãos abrasivos) disponível na ferramenta.

A rugosidade de todas as peças foi medida em três alturas do cilindro: superior, meio e inferior. Para cada experimento com duração de 7,5 min de brunimento foram medidas quinze peças, totalizando trinta medições de rugosidade. Foram medidos os parâmetros R_a , R_z e R_t .

No início de cada ensaio de brunimento, no tempo 2,5min e no final do experimento (tempo 7,5min) realizou-se um acompanhamento qualitativo do aspecto dos segmentos abrasivos de brunir, através de microscópio óptico (ilustrado na Figura 3.12). Em cada uma dessas análises, foram tomadas doze fotos representativas, seis com aumento de 5x e outras seis com aumento de 20x. As fotos em diferentes aumentos possibilitaram uma visualização do aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos, bem como a análise dos grãos abrasivos individualmente. A fim de quantificar as texturas observadas nos segmentos abrasivos, foram feitas medições tridimensionais de suas superfícies, empregando-se um perfilômetro óptico⁴¹, disponibilizado pelo Instituto *PTW*⁴².

Considerando-se que a temperatura é um fator de grande influência no resultado da forma do cilindro obtido por brunimento, buscou-se avaliar as condições mais adequadas de processo quanto à deformação térmica do cilindro gerado. Em se tratando de um processo com elevada taxa de remoção de material, a geração de calor tende a ser bastante intensa e, portanto, com possibilidade de prejudicar significativamente a forma do cilindro obtido em desbaste e conseqüentemente as etapas posteriores de brunimento. Avaliou-se a influência, na temperatura da peça durante o brunimento, dos seguintes fatores:

- ✓ Tipo de ligante do segmento abrasivo de brunimento;
- ✓ Tipo de fluido de corte;
- ✓ Velocidade de corte.

⁴¹ Perfilômetro óptico, modelo Nano Focus. Fabricante: NanoFocus Meßtechnik GmbH. Aumento: 10x. Área medida: 1,6x1,6mm². Resolução horizontal: 100 Pixels. Resolução vertical: 0,3µm. Softwar controlador do sistema de medição: µSurf v.6.0.183. Fabricante: NanoFocus AG. Software para cálculo dos parâmetros de rugosidade tridimensional: WinSAM (Surface Analysis Module) v.2.6.04 04.de 04.2002. Desenvolvido por: Lehrstuhl für Fertigungstechnologie – Universität Erlangen – Nürnberg.

⁴² Instituto *PTW* (*Institut für Produktionsmanagement, Technologie und Werkzeugmaschinen*) pertencente à *Technische Universität Darmstadt*.

Demais características do processo e da peça foram mantidas constantes. A vazão do fluido de corte foi mantida a 15l/min. As medições de temperatura foram realizadas com auxílio de dois sensores, ligados a um microcomputador dotado de uma placa de aquisição de sinais e software para coleta de dados, como ilustrado na Figura 3.24.

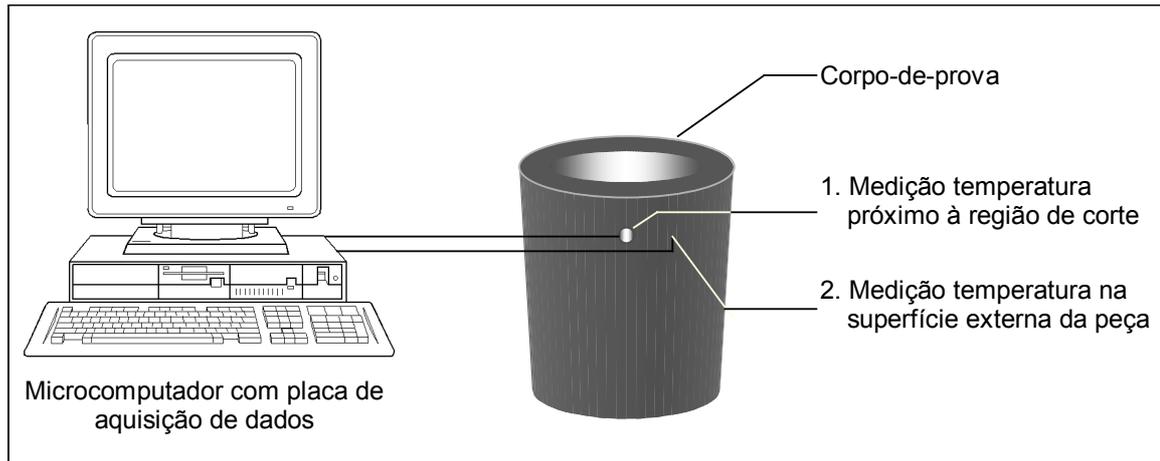


Figura 3.24 – Aparato experimental para medição de temperatura da peça durante o brunimento.

Para cada condição de ensaio, foram preparados cinco corpos-de-prova, conforme Figura 3.25, e geradas cinco curvas de medição de temperatura. Empregaram-se somente corpos-de-prova com o diâmetro original de 80mm, para evitar a influência de diferentes espessuras de parede no resultado. A fim de avaliar a temperatura próxima à região de contato entre a ferramenta de brunir e a peça, gerou-se um furo com diâmetro de 8mm na parede da peça para a introdução de um dos sensores de temperatura, enquanto o segundo sensor foi posicionado na superfície externa da peça, conforme ilustrado na Figura 3.26. Ressalta-se que as medições de temperatura foram realizadas com o intuito de avaliar a influência de condições de entrada no aquecimento da peça, não havendo, portanto, o intuito de avaliar a temperatura à qual é submetido o grão abrasivo.

Por fim, algumas das peças brunidas em desbaste, utilizadas nas medições de temperatura, foram submetidas a medições de forma, ou seja, das características de circularidade, retilidade e cilindridade. Tais medições foram realizadas em um circularímetro Mahr MMR 4⁴³.

⁴³ Instrumento para medição de forma, modelo Formtester Mahr Perthen MMR 4. Fabricante: Mahr GmbH – Alemanha. Precisão de 0,05µm. Ano de fabricação: 1981.

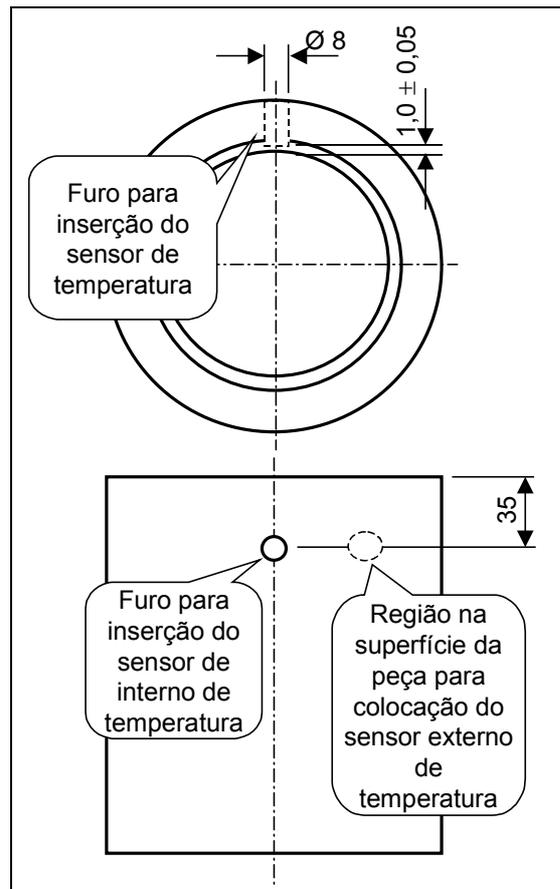


Figura 3.25 – Preparação dos corpos-de-prova para medição de temperatura.

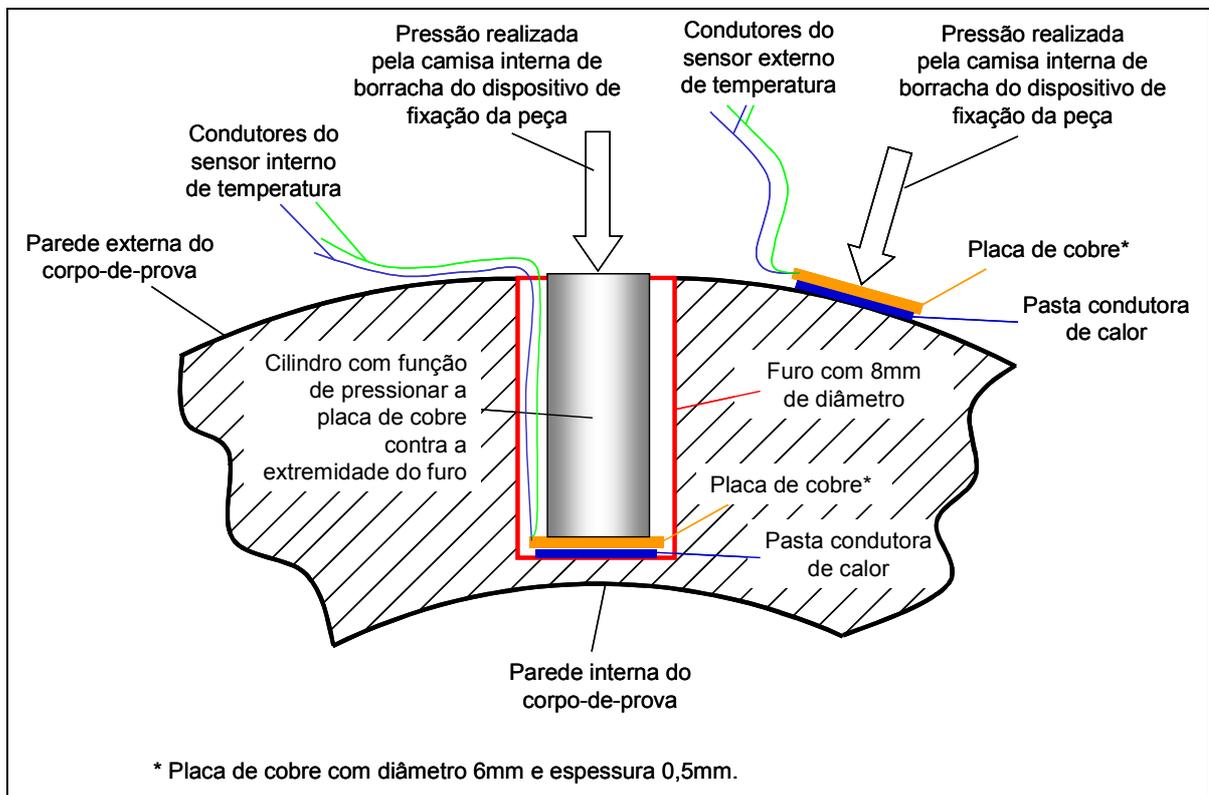


Figura 3.26 – Posicionamento dos sensores de temperatura na peça.

3.3 Etapa 3 – Experimentos de brunimento em blocos de motores

Visando introduzir as variáveis reais de um processo de brunimento foram, feitos experimentos utilizando também blocos de motor em ferro fundido vermicular. Apesar de se conseguir, mediante o uso de corpos-de-prova em forma de camisas de cilindros, uma grande aproximação da aplicação real, algumas variáveis, ainda assim, não são contempladas. Desse modo, a utilização de blocos de motores permite validar a tecnologia desenvolvida, já descrita para as etapas anteriores, e levar em consideração aspectos como:

- ✓ comprimento da passagem livre da ferramenta na extremidade inferior do cilindro;
- ✓ espessura das paredes do cilindro, o que influencia significativamente no erro de forma, em função da rigidez e da velocidade de extração de calor pelo fluido de corte;
- ✓ efeitos de vibração, que podem ocorrer de diversos modos, sendo fortemente influenciados pela geometria da peça;
- ✓ erros de forma provenientes do processo de mandrilamento de desbaste, de difícil simulação em corpos-de-prova;
- ✓ rugosidade do mandrilamento de desbaste, com grande variação de uma peça para outra, em virtude da condição variável de corte da ferramenta de mandrilar em desbaste ao longo de sua vida.

3.3.1 Equipamentos de brunimento

Todos os experimentos em blocos de motores foram realizados na Brunidora Vertical NAGEL, modelo VS8-60 SV-NC (Figura 3.15), também utilizada na Etapa 2.

A peça foi fixada à mesa da brunidora por um sistema mecânico. A Figura 3.27 ilustra a peça fixada à mesa da máquina de brunir.

3.3.2 Caracterização dos blocos de motores

Para a realização desses experimentos, foram empregados blocos de motores em ferro fundido vermicular classe ISO 16612/JV/450/S (INTERNATIONAL

ORGANISATION FOR STANDARIZATION, 2006) com seis cilindros e construção em configuração V. A caracterização metalográfica foi realizada seccionando corpos-de-prova nas regiões entre cilindros adjacentes. Efetuaram-se análises metalográficas, de dureza e de tração.

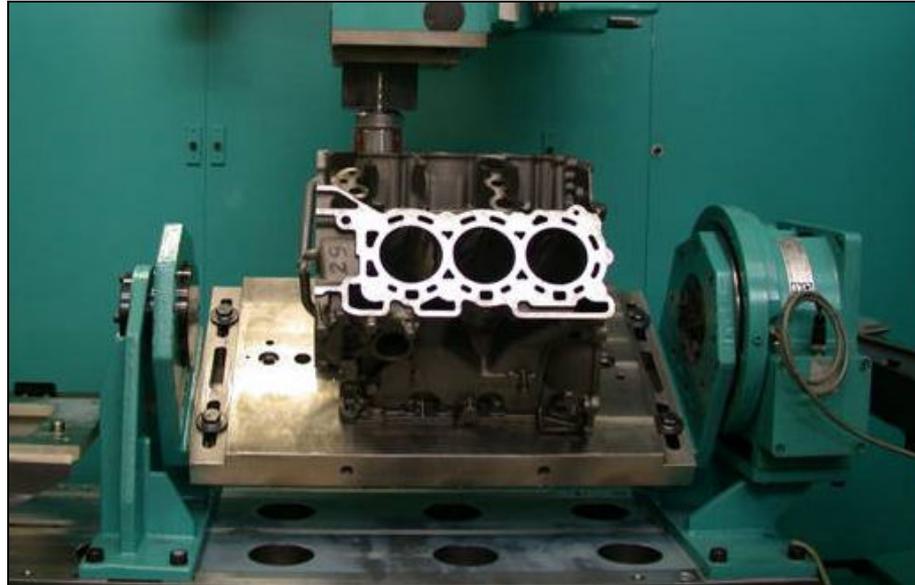


Figura 3.27 – Sistema de fixação dos blocos de motores na brunidora.

As metalografias representativas do lote de blocos de motores utilizados nessa etapa experimental são mostradas na Figura 3.28(a), sem ataque químico, e na Figura 3.28(b), com ataque de solução Nital, a 3% de concentração.

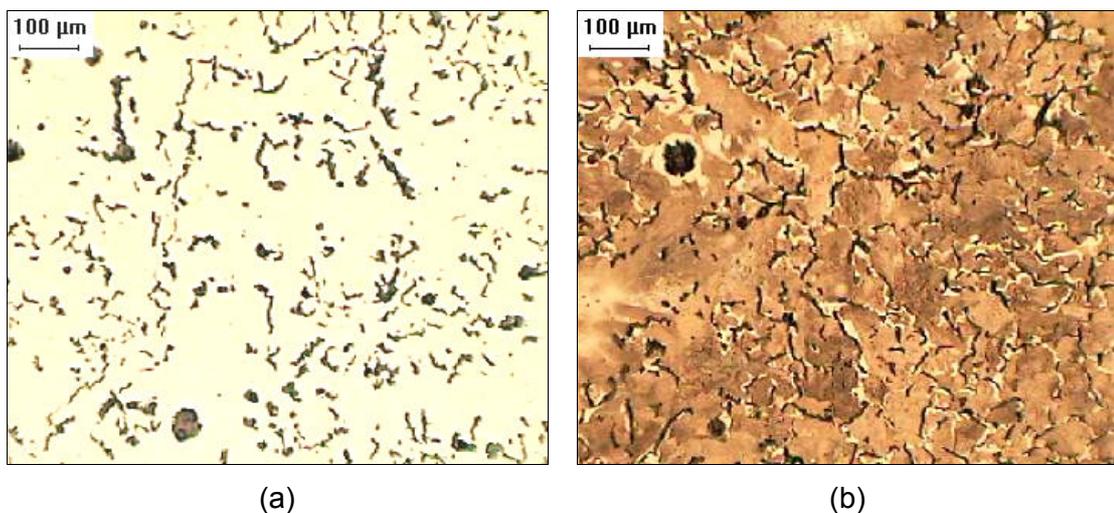


Figura 3.28 – Metalografias do material das peças (a) sem ataque e (b) com ataque Nital 3%.

Os resultados quantitativos da análise metalográfica são sumarizados na Tabela 3.7. Os ensaios de dureza e de análise de tração são apresentados na Tabela 3.8.

Tabela 3.7 – Resultados quantitativos dos ensaios metalográficos.

Matriz	Forma da grafita	Nodularização [%]
Perlítica com aprox. 5% de ferrita	III – VI	3

Tabela 3.8 – Resultados de ensaios de dureza e de tração.

Dureza Brinell (HB 5/750)	Resultados de ensaios mecânicos		
	σ_R [Mpa]	σ_E [Mpa]	Alongamento [%]
229	446	326	1,78

Todas as propriedades do material testado mostraram-se em conformidade com a especificação do material, a qual é comum para todos os blocos de motores e corpos-de-prova utilizados.

O sobrematerial de fundição, de aproximadamente 6mm no diâmetro, foi removido por uma operação de mandrilamento de desbaste, em processo de produção seriada. A geometria dos cilindros da peça, após o mandrilamento de desbaste, é mostrada na Figura 3.29.

Enquanto os corpos-de-prova de camisas de cilindro possuem uma espessura de parede constante de 17,5mm, a aplicação real pode apresentar diferentes configurações, tipicamente da ordem de 4 a 6mm, sendo normalmente variável em diferentes direções e alturas no cilindro. Essa diferença de espessuras de parede influencia na rigidez do cilindro, resfriamento e distribuição de temperatura, vibrações durante a usinagem e, conseqüentemente, no resultado de forma obtido após o brunimento.

3.3.3 Condições dos experimentos realizados com blocos de motores

Na Etapa 3 dos experimentos, procurou-se validar os resultados obtidos na etapa anterior, envolvendo algumas características particulares dos blocos de motores e, portanto, não consideradas na Etapa 2. A grande maioria das diferenças

entre os blocos de motores e as camisas de cilindros, do ponto de vista do brunimento, já citadas, acarretam principalmente variações na forma do cilindro. Em função disso, nessa etapa buscou-se avaliar prioritariamente a forma obtida, assim como validar outros resultados igualmente importantes de vida de ferramenta, rugosidade da peça e taxa de remoção, dentre outros.

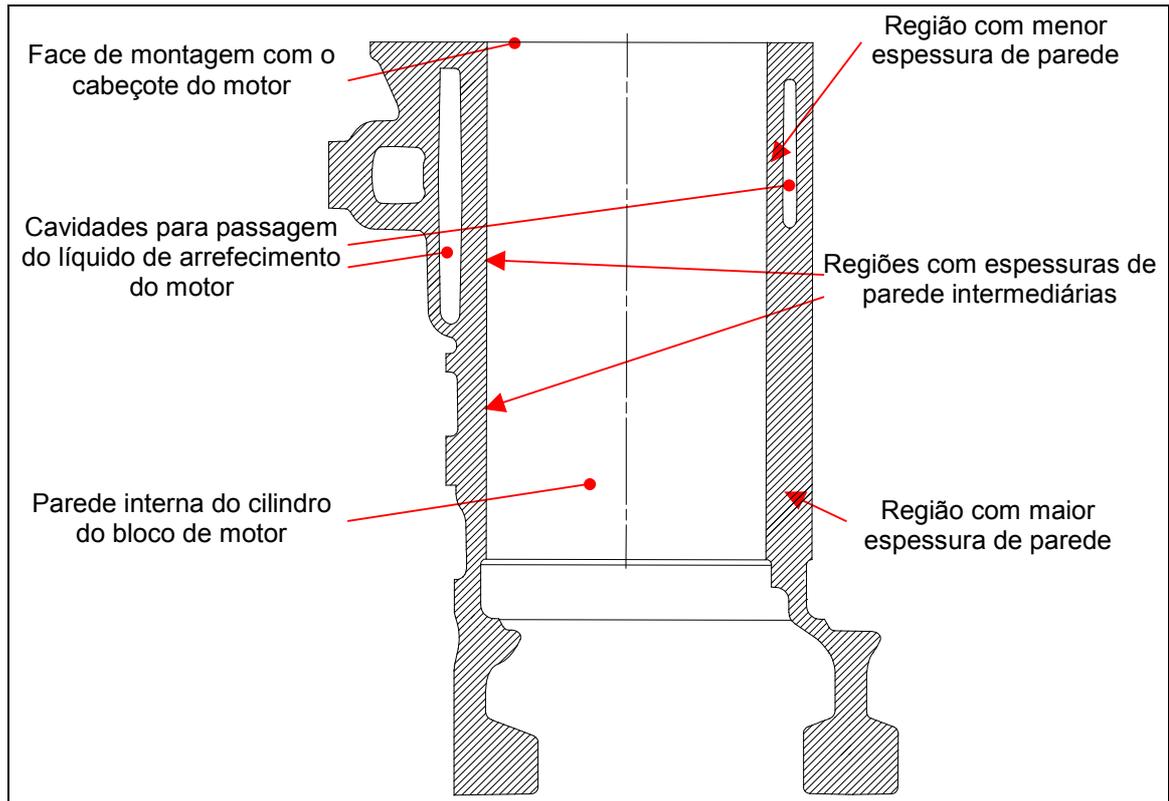


Figura 3.29 – Corte longitudinal representativo dos cilindros dos blocos de motores empregados.

Nessa etapa, procurou-se repetir a condição que havia apresentado o melhor resultado de vida de ferramenta e aceitável variação dimensional da peça nos ensaios da Etapa 2, o que ocorreu na velocidade de corte de 250m/min.

A velocidade de 250m/min, que havia sido empregada com sucesso no brunimento das camisas de cilindros, mostrou-se, no entanto, incompatível com a aplicação no bloco de motor para o equipamento de brunir empregado. A rotação de aproximadamente 1000 RPM, necessária para atingir a velocidade de 250m/min, coincidiu com a frequência natural do sistema de oscilação da ferramenta, refletindo-se negativamente na qualidade da peça. Em decorrência dessa limitação do equipamento em questão, reduziu-se a rotação de modo a sair da região de

freqüência natural de vibração, passando-se a empregar uma velocidade de 180m/min. Os parâmetros empregados encontram-se na Figura 3.30.

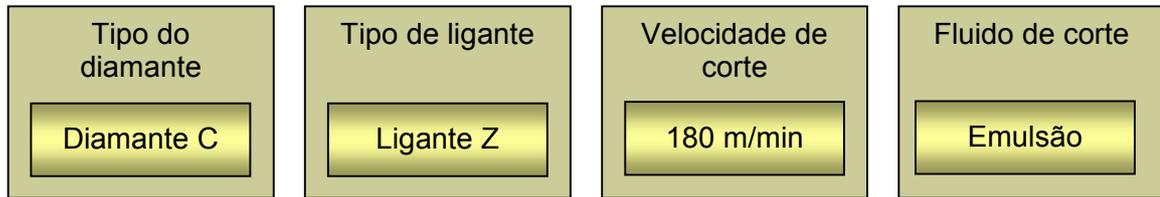


Figura 3.30 – Parâmetros de usinagem empregados na Etapa 3 dos experimentos.

Conforme mencionado em 3.2.3, todos os experimentos da Etapa 2 foram realizados a uma taxa de remoção $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. Esta equivale a uma remoção de 0,5mm no diâmetro de um cilindro de 150mm de comprimento e 80mm de diâmetro, empregando-se uma ferramenta com 8 segmentos de brunir, de 2mm de espessura e 80mm de comprimento, em um tempo de brunimento efetivo de 30s.

Nessa etapa de experimentos, reproduziu-se novamente a taxa de remoção de $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, com uma ferramenta de 6 segmentos, bem como se utilizou uma ferramenta de 8 segmentos submetida à remoção desejada de material de 0,5mm, em 30s. Como a ferramenta possuía segmentos de brunir de 70mm de comprimento, ao invés dos 80mm simulados, a taxa de remoção resultante foi de $Z''=0,28\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. A Figura 3.31 ilustra as duas condições empregadas no brunimento de desbaste dos blocos de motores .

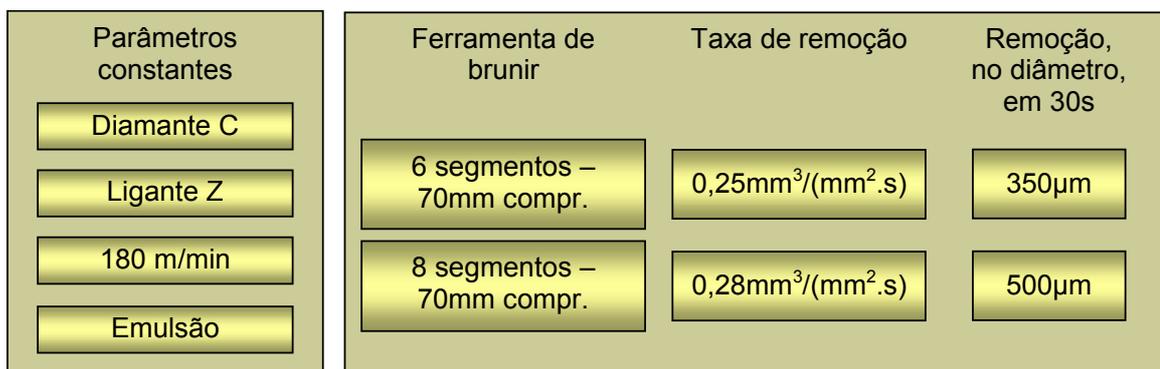


Figura 3.31 – Condições empregadas no brunimento de desbaste dos blocos de motores .

O método empregado para a realização dos experimentos é muito similar ao da Etapa 2, descrito na Figura 3.23. Porém, nos blocos de motores a rugosidade anterior ao brunimento é aquela originalmente proveniente de um processo em série

de mandrilamento de desbaste, sendo apenas medida e registrada antes do brunimento. O desgaste da ferramenta passou a ser medido a cada 3 minutos de brunimento (6 x 30s), ou seja, após o brunimento de todos os 6 cilindros de cada bloco de motor.

3.3.4 Brunimento de acabamento dos blocos de motores

Uma vez que um dos itens mais importantes no brunimento de blocos de motores consiste no erro de forma dos cilindros, realizou-se, em algumas peças, o brunimento completo dos cilindros, ou seja, o brunimento de desbaste, de base e de platô. As etapas posteriores ao brunimento de desbaste também apresentam influência significativa na correção do erro de forma dos cilindros, sobretudo a etapa de brunimento de base, que é a etapa posterior ao brunimento de desbaste.

Para o brunimento de base, empregaram-se segmentos abrasivos com a especificação D64/112/X44/35 2x6x70mm⁴⁴. Já para o brunimento platô, foram empregados segmenos com a especificação D15/119/X33/50 4x4x70mm.

3.3.5 Acompanhamento dos resultados

Os resultados do processo de brunimento de desbaste foram analisados com base no acompanhamento de parâmetros que são praticamente os mesmos daqueles descritos na Etapa 2 dos experimentos, com exceção da medição de temperatura. Dessa forma, os seguintes itens foram analisados:

- ✓ Taxa de remoção de material;
- ✓ Pressão de contato;
- ✓ Relação de desgaste dos segmentos abrasivos de brunimento;
- ✓ Rugosidade da peça (antes e após o brunimento);
- ✓ Avaliação qualitativa dos segmentos abrasivos de brunimento em microscópio óptico;
- ✓ Medição do erro de forma dos cilindros.

⁴⁴ Codificação dos segmentos abrasivos de brunimento conforme citado em 2.3.2.

A medição do erro de forma dos cilindros se deu por amostragem, após as operações de mandrilamento de desbaste, brunimento de desbaste, brunimento de base e brunimento platô, empregando um circularímetro portátil Incometer⁴⁵. Adicionalmente, foram feitas as medições com comparador digital de diâmetros internos em todos os cilindros brunidos, em 5 alturas e 2 direções. Tais medições indicam o diâmetro da peça, portanto, em 10 diferentes posições e constituem um bom indicativo do erro de forma dos cilindros.

Nas peças brunidas em acabamento, foram realizadas, ainda, medições dos parâmetros de rugosidade da família R_k . Não se buscou, todavia, atingir uma especificação de rugosidade, mas sim avaliar a forma do cilindro após as operações de acabamento.

3.4 Análise de viabilidade econômica

Dentre os diferentes aspectos a serem avaliados para a decisão quanto ao método e processos a serem empregados na usinagem dos cilindros, cabe destacar a estabilidade e a confiabilidade dos processos de usinagem, impacto ambiental, custo de fabricação, segurança operacional e qualidade do produto, dentre outros. Sendo um dos objetivos desta tese a proposta de um processo de usinagem dos cilindros que possa contemplar a redução dos custos e tempos de fabricação, propõe-se a seguir um estudo comparativo de custos considerando-se as três opções seguintes:

- ✓ Processo convencional de usinagem dos cilindros, com três operações de mandrilamento seguidas por três operações de brunimento (3M+3B);
- ✓ Processo com duas operações de mandrilamento e três operações de brunimento. Nesse, o mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento é realizado por uma única ferramenta (2M+3B);
- ✓ Processo proposto na presente tese, com apenas uma etapa de mandrilamento, seguido pelas três operações de brunimento (1M+3B).

⁴⁵ Equipamento portátil para medição de forma, modelo Incometer V 200. Fabricante: Hommel-Werke GmbH – Mühlhausen – Alemanha. Precisão de medição: 1,5 μ m. Software de controle e aquisição de dados: Incowin versão 02.101.00, de 12.12.2005.

A comparação entre as três opções de procedimentos supracitadas é realizada com base na combinação dos custos de fabricação estimados para cada etapa. O cálculo é feito utilizando como parâmetros de entrada custos de máquinas e equipamentos de usinagem, considerando-se sua aquisição no Brasil. Além desses dados, para o cálculo do custo fixo correspondente às operações de mandrilamento e de brunimento, empregou-se um software de simulação de custos disponibilizado por uma das empresas parceiras no projeto. Os dados de entrada para a simulação dos custos e demais detalhes são apresentados em 6.5, juntamente com a discussão dos resultados.

3.5 Considerações referentes ao Método utilizado

Conforme exposto, a presente pesquisa experimental, conduzida quase na sua totalidade nas dependências da Empresa Nagel, foi realizada em três grandes etapas, quais sejam:

- ✓ Etapa 1: Se empregou uma bancada experimental para simulação de brunimento, permitindo analisar influências de diferentes fatores no desempenho do processo de brunimento. As características da bancada experimental permitiram analisar um elevado número de condições experimentais, a um tempo e custo experimental relativamente reduzidos;
- ✓ Etapa 2: Esta etapa corresponde aos experimentos realizados em brunidoras, utilizando corpos-de-prova com a geometria de camisas de cilindro. Sob essa configuração de corpos-de-prova e equipamentos, foram realizados importantes experimentos, e com maior representatividade da aplicação real;
- ✓ Etapa 3: Utilizando blocos de motores em ferro fundido vermicular e uma brunidora vertical, os melhores resultados obtidos pela etapa anterior puderam ser validados em uma condição que reuniu praticamente todos os elementos importantes de uma aplicação real de brunimento em blocos de motores. Realizou-se, adicionalmente, o brunimento de acabamento dos cilindros de dois blocos de motores, permitindo comparar os resultados obtidos diretamente com as especificações de engenharia de cilindros brunidos em acabamento.

O método empregado compreendeu, ainda, uma análise de viabilidade econômica do processo proposto de brunimento de desbaste de ferro fundido

vermicular.

Os procedimentos descritos ao longo desta seção buscaram considerar, por um lado, um grande número de condições experimentais, a fim de encontrar as melhores alternativas de segmentos de brunir e de condições de usinagem para o brunimento de desbaste e, por outro, garantir que tais condições fossem verdadeiramente efetivas em uma aplicação real.

Os resultados gerados pela pesquisa experimental são apresentados no presente trabalho nas próximas três seções, cada qual correspondente a uma etapa experimental. Para um melhor entendimento do leitor, cada uma das condições experimentais estudadas será identificada por uma letra, A, B ou C, seguida por um número. As letras A, B ou C referem-se às etapas experimentais 1, 2 ou 3, respectivamente. A descrição de cada uma das condições, correlacionando-as com seus códigos, é exibida na Tabela 3.9.

Tabela 3.9 – Codificação das condições experimentais: (a) Etapa 1, (b) Etapa 2 e (c) Etapa 3.

a) Experimentos da Etapa 1: diamante D181, ligante X, concentração 50				
<i>Descrição ensaio/ repetições</i>	<i>tipo de diamante</i>	P_s [N/mm ²]	v_c [m/min]	<i>fluido de corte</i>
A1 (3x)	B	4	60	óleo mineral
A2 (3x)	D	4	60	óleo mineral
A3 (3x)	B	6	60	óleo mineral
A4 (3x)	D	6	60	óleo mineral
A5 (3x)	B	4	120	óleo mineral
A6 (3x)	D	4	120	óleo mineral
A7 (3x)	B	6	120	óleo mineral
A8 (3x)	D	6	120	óleo mineral
A9 (3x)	B	4	180	óleo mineral
A10 (3x)	D	4	180	óleo mineral
A11 (3x)	B	6	180	óleo mineral
A12 (3x)	D	6	180	óleo mineral
A13 (3x)	A	5	120	óleo mineral
A14 (3x)	B	5	120	óleo mineral
A15 (3x)	C	5	120	óleo mineral
A16 (3x)	D	5	120	óleo mineral
A17 (3x)	C	6	250	óleo mineral
A18 (3x)	D	6	250	óleo mineral
A19 (3x)	B	4	120	óleo mineral
A20 (3x)	C	4	120	óleo mineral
A21 (3x)	B	4	120	emulsão
A22 (3x)	C	4	120	emulsão
A23 (3x)	B	4	120	solução sintética
A24 (3x)	C	4	120	solução sintética

b) Experimentos da Etapa 2: diamante D181

<i>Descrição / repetições</i>	<i>tipo de diamante</i>	<i>tipo de ligante</i>	<i>concentração</i>	v_c [m/min]	<i>fluido de corte</i>
B1 (1x)	C	X	50	120	óleo mineral
B2 (1x)	C	X	50	120	emulsão
B3 (1x)	C	Y	50	120	óleo mineral
B4 (1x)	C	Y	50	120	emulsão
B5 (2x)	C	Z	50	120	óleo mineral
B6 (2x)	C	Z	50	120	emulsão
B7 (1x)	C	Z	50	250	óleo mineral
B8 (1x)	C	Z	50	250	emulsão
B9 (1x)	C	X	75	120	óleo mineral
B10 (1x)	C	X	75	120	emulsão
B11 (1x)	D	Z	50	120	emulsão

c) Experimentos da Etapa 3: diamante D181, $v_c=180$ m/min, emulsão

<i>Descrição / repetições</i>	<i>tipo de diamante</i>	<i>tipo de ligante</i>	<i>concentração</i>	Z'' [mm ³ /(mm ² .s)]	<i>número de segmentos na ferramenta</i>
C1 (1x)	C	Z	50	0,25	6
C2 (1x)	C	Z	50	0,28	8

A primeira das seções de resultados diz respeito à Etapa 1, desenvolvida em bancada experimental, a qual é apresentada na seqüência.

4 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS EM TESTES DE BANCADA

Para um melhor entendimento e interpretação dos resultados obtidos da pesquisa experimental, a apresentação e a discussão dos resultados desta pesquisa se encontram subdivididas em três seções, de acordo com a pesquisa realizada. A seção 4 se refere aos experimentos em bancada experimental, a seção 5 é relativa à pesquisa em brunidoras verticais empregando corpos-de-prova com geometria de camisas de cilindro e a seção 6 concerne aos experimentos, também em brunidoras verticais, empregando blocos de motores em ferro fundido vermicular. A seguir, a caracterização do processo de brunimento realizado em bancada experimental.

4.1 Características do processo

Conforme discutido em 2.4, experimentos de brunimento em bancadas de testes similares à empregada na presente pesquisa apresentam como resultados típicos o decréscimo da taxa específica de remoção de material ao longo do tempo de experimento, assim como o decréscimo da rugosidade da peça. Tal fenômeno, que se deve ao progressivo cegamento dos grãos abrasivos, foi observado nos experimentos realizados, como confirmado na Figura 4.1, na qual é mostrada a evolução da rugosidade da peça, para três repetições de uma mesma condição experimental. Antes do início da tomada de valores, os corpos-de-prova foram torneados para equalização dos diâmetros e brunidos com segmento abrasivo de brunir cerâmico, alcançando uma rugosidade média inicial⁴⁶ de $R_a=(0,40\pm0,08)\mu\text{m}$; $R_z=(3,97\pm0,64)\mu\text{m}$ e $R_t=(5,65\pm0,90)\mu\text{m}$. A Figura 4.2(a) exemplifica uma redução da capacidade de corte do segmento abrasivo, no decorrer do experimento. Tal redução é, em geral, associada a um aumento na vida da ferramenta de brunir, representada pela relação G, na Figura 4.2(b). A variação na capacidade de corte dos segmentos abrasivos de brunimento no decorrer do experimento também é claramente identificável ao microscópio, como pode ser visto na Figura 4.3. Na Figura 4.3(a), pode-se observar um diamante com gumes afiados, com boa

⁴⁶ Estimativa da média, com 95% de confiança.

capacidade de corte, enquanto a Figura 4.3(b) ilustra um diamante com desgaste na forma de uma superfície plana no grão abrasivo, ou seja, um cegamento, e que, por conseqüência, implica uma menor capacidade de corte e de penetração do grão abrasivo na peça. A variação na capacidade de corte da ferramenta também é citada por outros autores, que empregaram bancada de testes com conceito similar, como foi discutido em 2.4 (UEDA; YAMAMOTO, 1987; SALJÉ; VON SEE, 1987; SALJÉ; MUSHARDT; SEE, 1987; HOFFMEISTER, 2005).

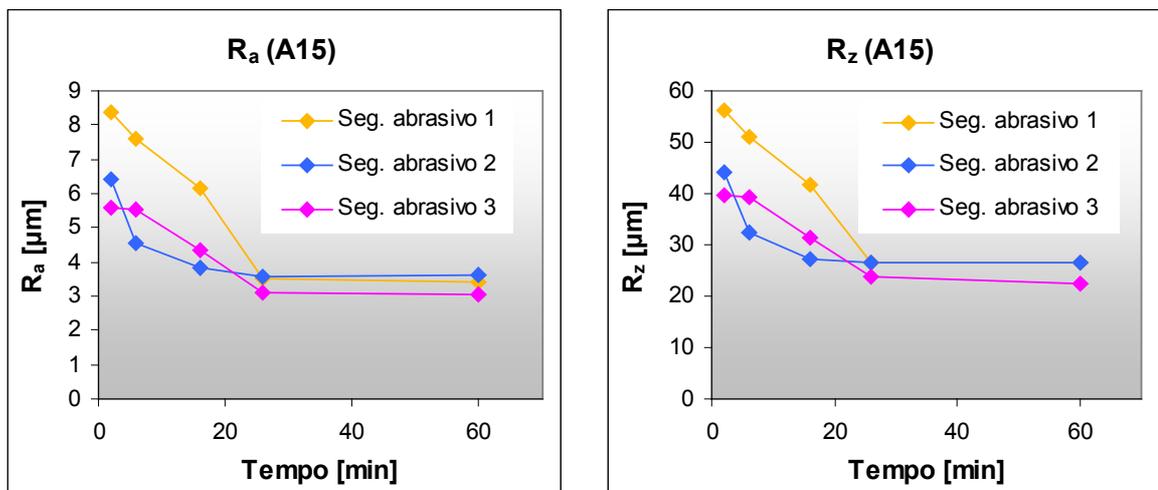


Figura 4.1 – Típica evolução da rugosidade da peça ao longo de ensaios em bancada de testes ($P_s=5\text{N}/\text{mm}^2$; $v_c=120\text{m}/\text{min}$ – Condição A15).

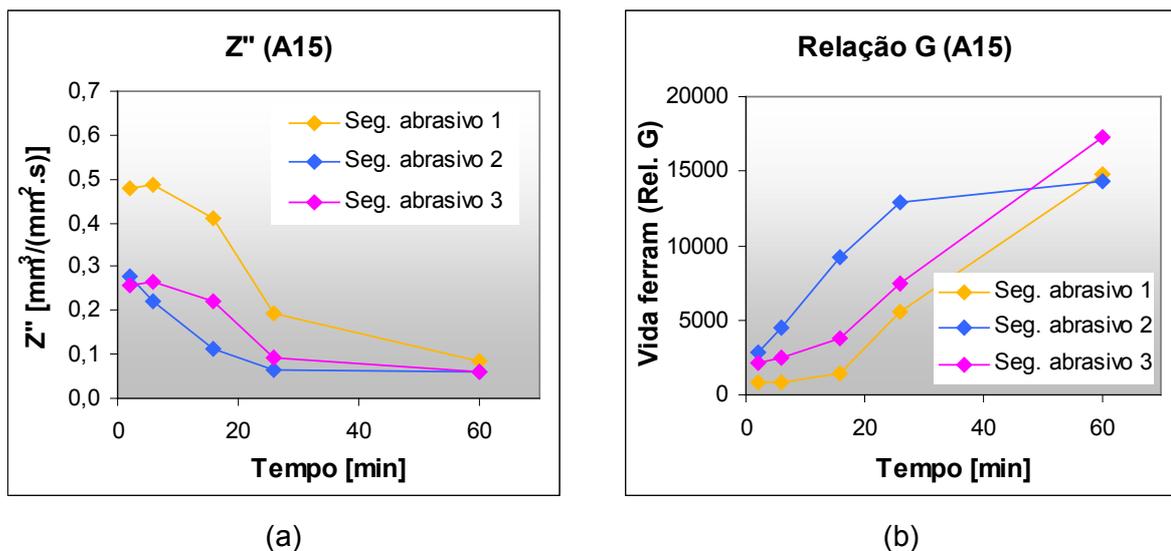


Figura 4.2 – (a) Redução da capacidade de corte do segmento abrasivo de brunimento e (b) aumento da relação G ao longo do experimento ($P_s=5\text{N}/\text{mm}^2$; $v_c=120\text{m}/\text{min}$ – Condição A15).

Nas Figuras 4.1 e 4.2 se percebe que, além de uma tendência decrescente ou crescente dos resultados ao longo do tempo, há uma significativa variação entre as três repetições de uma mesma condição experimental. Tais variações decorrem em função de uma dificuldade em se obter, no início do experimento, segmentos abrasivos com uma idêntica capacidade de corte, o que se deve ao método de exposição dos diamantes do segmento abrasivo, realizado manualmente, como citado em 3.1.3.

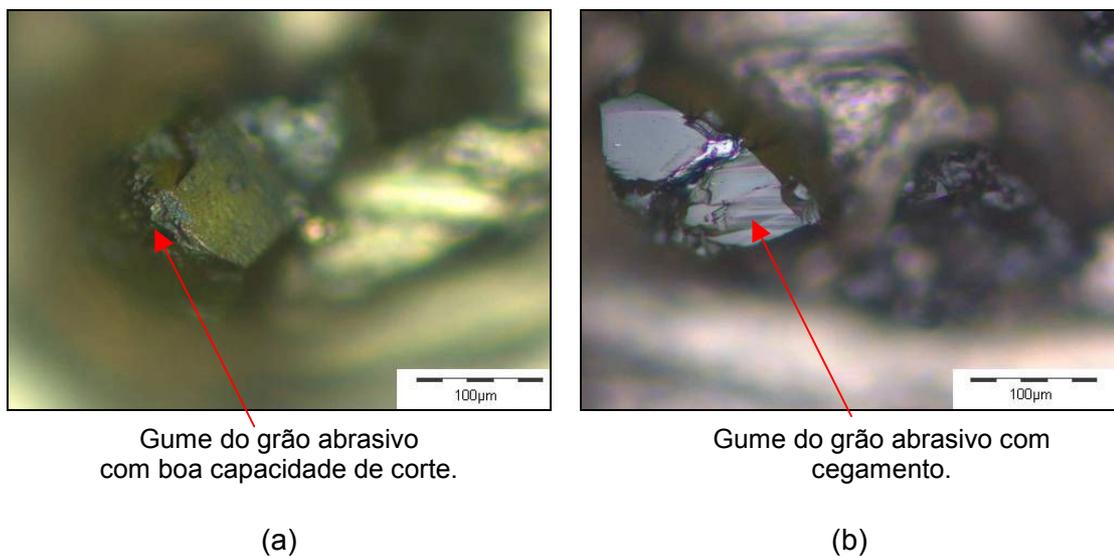


Figura 4.3 – Típica condição dos grãos abrasivos (a) no início e (b) ao final do experimento na bancada de testes, após 60min de brunimento ($P_s=5\text{N/mm}^2$; $v_c=120\text{m/min}$ – Condição A15).

Para efeito de comparação de valores medidos a partir de diferentes condições de estudo, tanto a evolução dos resultados no tempo quanto a variação existente entre curvas de uma mesma condição experimental dificultam a análise.

Entretanto, nota-se uma clara correlação existente entre a taxa específica de remoção de material (Z'') e a relação de vida de ferramenta (G) e, por essa razão, optou-se por gerar diagramas G vs. Z'' , nos quais cada uma das condições é representada por uma curva com formato $y=a/x^n$. A Figura 4.4 ilustra os mesmos resultados mostrados na Figura 4.2, agora com o modelo de diagrama proposto. Ao longo do tempo de experimento, os resultados obtidos partem de maiores valores de Z'' para valores menores.

Nessa forma de exposição e análise dos resultados, existe uma melhor

aderência dos valores individuais a uma curva de tendência, o que torna mais consistente a comparação dos resultados obtidos sob diferentes condições. As comparações são realizadas graficamente, uma vez que as variações de Z'' e de G simultaneamente ao longo do tempo, impedem a aplicação de métodos estatísticos como análise de variância, para comparações de resultados. Em tal análise, é desejável que os resultados apresentem elevados valores de taxa específica de remoção de material (Z'') associados a elevados valores de vida da ferramenta (Relação G).

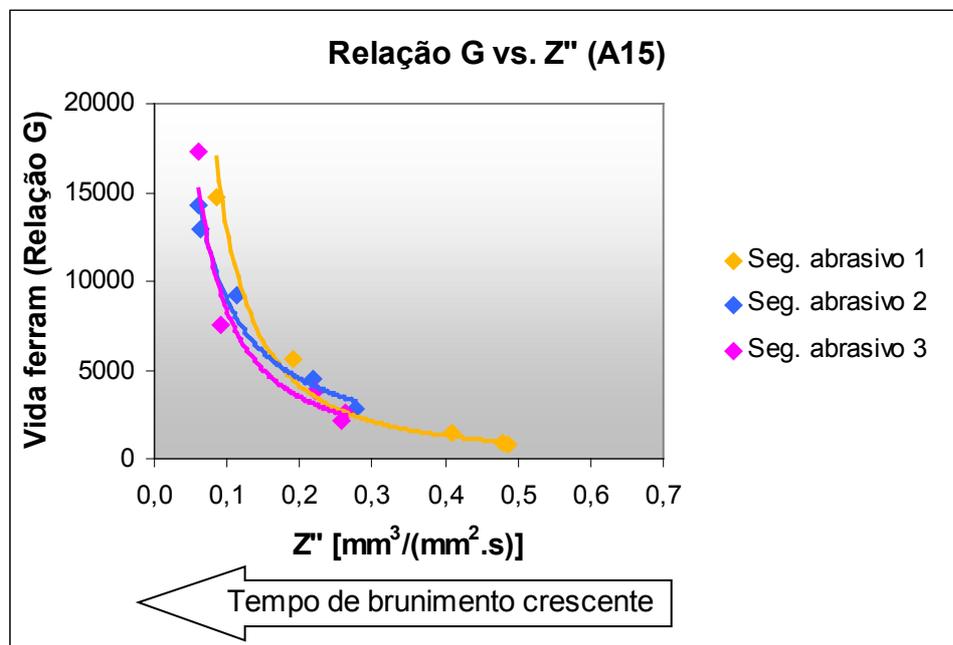


Figura 4.4 – Diagrama representando uma típica curva G vs. Z'' ($P_s=5\text{N}/\text{mm}^2$; $v_c=120\text{m}/\text{min}$ – Condição A15).

Como mencionado em 3.2.3, objetiva-se uma taxa de remoção específica $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2 \cdot \text{s})$ associada a uma vida de ferramenta que possa tornar o processo de brunimento de desbaste economicamente competitivo. Como referência, um valor de $G=1000$ corresponderia a uma vida de ferramenta de aproximadamente 700 cilindros⁴⁷.

⁴⁷ Vida de ferramenta calculada para uma remoção de 0,5mm no diâmetro de um cilindro de 150mm de comprimento e 80mm de diâmetro, empregando-se uma ferramenta com 8 segmentos de brunir, de 2mm de espessura e 80mm de comprimento, em um tempo de brunimento efetivo de 30s, como citado em 3.2.3.

4.2 Efeito da pressão de contato

A pressão de contato (P_s) entre o segmento abrasivo de brunir e a peça é calculada a partir da força de corte normal (F_{cN}) dividida pela sua área nominal de contato com a peça (A_z).

A pressão de contato, considerando-se os demais parâmetros de brunimento constantes, define o grau de penetração dos gumes dos grãos abrasivos na peça. O aumento da pressão de contato implica uma maior penetração dos gumes dos grãos abrasivos na peça, propiciando um aumento na taxa de remoção de material. Sob o ponto de vista do desgaste da ferramenta, retomando-se os conceitos de formas de desgastes discutidos em 2.3.9, a pressão de contato influencia o carregamento mecânico sobre os grãos abrasivos e, conseqüentemente, na ocorrência preferencial de um ou outro mecanismo de desgaste dos segmentos de brunir.

Na presente pesquisa, os experimentos realizados em bancada experimental com pressão de contato de 4N/mm^2 e 6N/mm^2 comprovaram a forte influência desse fator no resultado de taxa de remoção de material da peça e na vida dos segmentos abrasivos, como apresentado no gráfico da Figura 4.5.

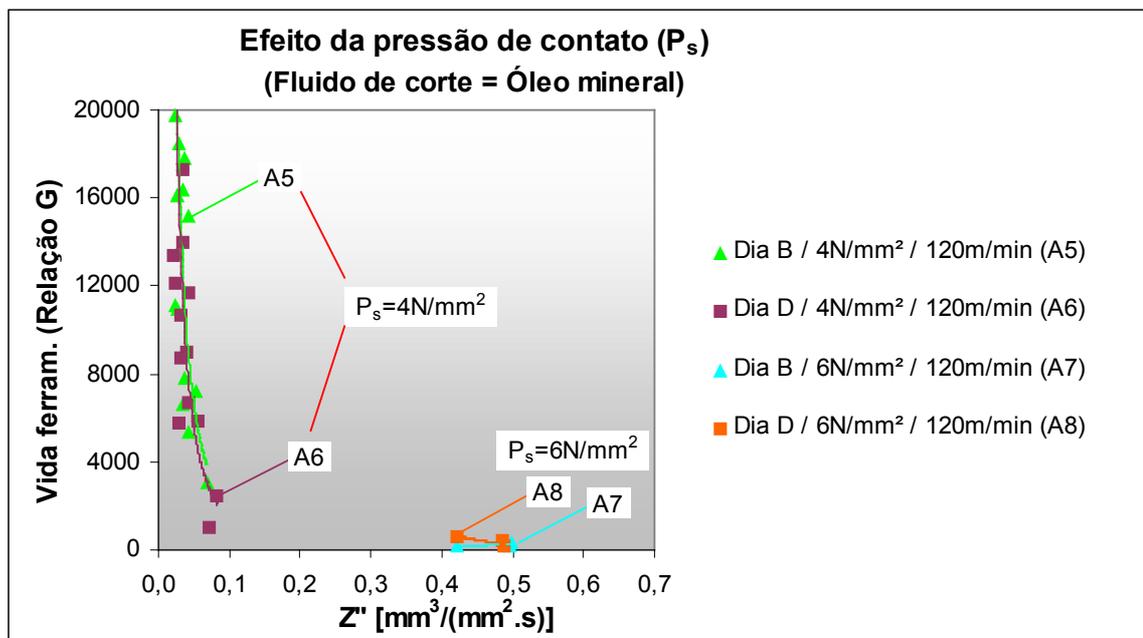


Figura 4.5 – Efeito da pressão de contato em Z'' e G, à velocidade de 120m/min ⁴⁸.

⁴⁸ Uma denotação resumida na forma “Dia B / 4N/mm^2 / 120m/min ” corresponde a uma condição com diamante do tipo B, pressão de contato $P_s=4\text{N/mm}^2$ e velocidade de corte $v_c=120\text{m/min}$.

Tomando-se inicialmente os ensaios à velocidade de corte de 120m/min e pressão de contato de 4N/mm² (A5 e A6), verificam-se elevados valores de vida (G) associados a pequenos valores de taxa de remoção específica (Z''). Já para a pressão de 6N/mm² (A7 e A8), os resultados sobrepostos no gráfico indicam uma vida extremamente reduzida para ambos os tipos de diamantes testados, ou seja, os diamantes dos tipos B e D.

Tal diferença explica-se pelo mecanismo de desgaste predominante em cada uma das condições, influenciado pela seção de usinagem média por grão. Enquanto a pressão de 4N/mm² permitiu aos grãos abrasivos permanecerem fixos ao segmento de brunir, conduzindo a uma progressiva perda de capacidade de corte, a 6N/mm² ocorreu uma excessiva penetração dos grãos abrasivos na peça, provocando a quebra de significativas parcelas dos grãos abrasivos a taxas elevadas, ou arrancando-os integralmente do ligante. As referidas observações também são válidas para os testes a 60m/min e 180m/min, apresentados na Figura 4.6.

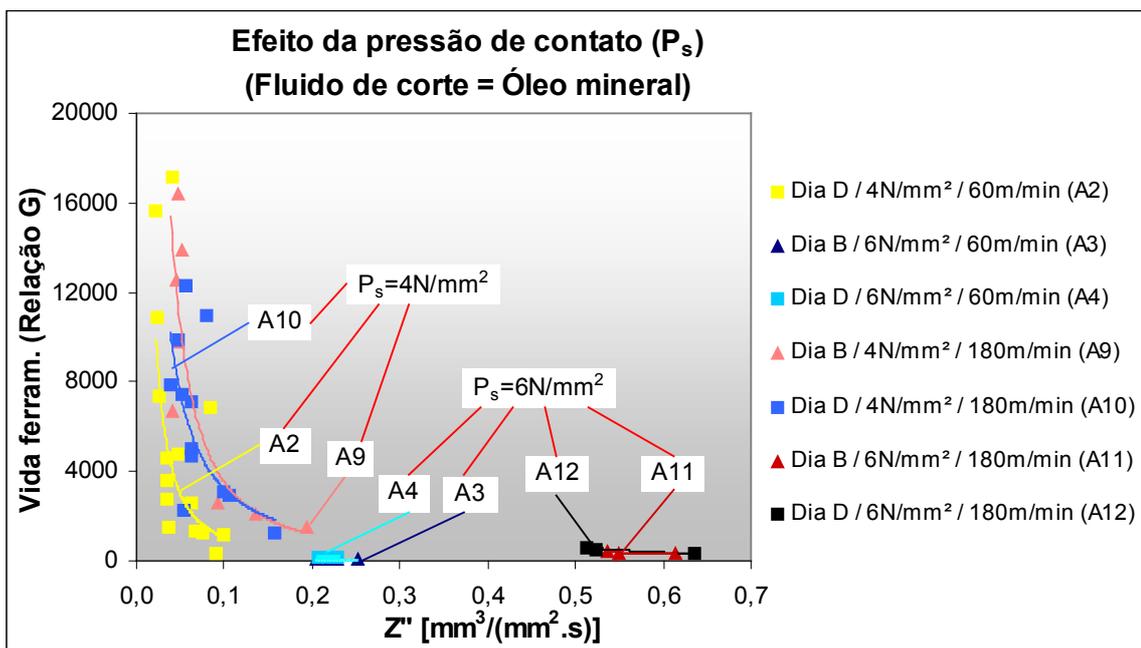


Figura 4.6 – Efeito da pressão de contato sobre Z'' e G, nas velocidades de 60 e 180m/min⁴⁹.

⁴⁹ Em 3.1.4, menciona-se que a interrupção dos experimentos para tomada de valores foi realizada nos tempos de brunir de 2, 6, 16, 26 e 60min. No caso dos experimentos à pressão de 4N/mm², em função de uma falha na condução do experimento, as tomadas de valores se deram apenas a partir de 26min de brunimento. Na curva G vs. Z'' (Figura 4.6), tal desvio no procedimento experimental implica o truncamento da curva gerada a valores mais reduzidos de Z'' , ou seja, não se dispõe dos valores iniciais do experimento onde certamente teriam sido verificados valores de Z'' mais elevados associados a menores valores de G.

Com exceção da condição a 60m/min / 4N/mm², na qual se empregou apenas o diamante do tipo D, nas demais condições foram utilizados diamantes do tipo B e D. Tendo em vista as significativas diferenças entre os diamantes dos tipos B e D quanto à friabilidade, o resultado esperado seria de uma significativa diferença entre ambos, principalmente em termos de vida de ferramenta. Entretanto, os testes a 4 e 6N/mm² não revelaram tal diferença. Isso porque, na pressão de contato de 4N/mm², não houve um carregamento mecânico suficiente dos grãos abrasivos para desencadear diferenças significativas na taxa de microlascamentos dos diamantes B e D, e seu reflexo na vida da ferramenta, enquanto que a pressão de 6N/mm² foi excessiva, provocando o rápido arrancamento dos grãos abrasivos, sem que suas propriedades pudessem ser diferenciadas. Correlacionando-se esse resultado com o estudo de Ueda e Yamamoto (1984), salientados em 2.3.9.1, pode-se inferir que a profundidade de corte nominal (\bar{a}_i) a 6N/mm², nas velocidades empregadas, ultrapassa o valor crítico \bar{a}_{iC} , provocando intenso desgaste. Em virtude da ampla diferença entre as duas condições de pressão de contato (4 e 6N/mm²), optou-se por realizar um novo experimento a uma pressão intermediária, de 5N/mm². Essa condição mostrou-se mais adequada, pois apresentou resultados intermediários de taxa de remoção e de vida dos segmentos abrasivos de brunimento, e diferenciou-se das demais principalmente por revelar uma significativa diferença de vida de ferramenta entre os diamantes dos tipos B e D, como se pode verificar no gráfico da Figura 4.7.

Na subseção 3.2.3, mostrou-se que, sob as citadas dimensões da peça e da ferramenta, o brunimento de desbaste com remoção de 0,5mm de sobrematerial no diâmetro, em um tempo de brunimento de 30s, equivale a uma taxa de remoção específica de $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. Esse valor é aproximadamente dez vezes maior do que o que normalmente é atingido em um processo convencional de brunimento de cilindros. Os resultados de bancada experimental descritos até aqui demonstraram que valores ainda maiores do que esses puderam ser alcançados, como exibido na Figura 4.6, em que taxas de remoção específicas da ordem de $0,6\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$ foram atingidas. Estudos efetuados até então haviam apresentado taxas de remoção específicas de $0,15\text{mm}^3/(\text{mm}^2/\text{s})$, no desenvolvimento realizado por Klink e Flores (2000), enquanto Schmid (1997a) havia alcançado valores de $0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2/\text{s})$. Com os resultados obtidos na bancada experimental, comprova-

se que o processo de brunimento permite, de fato, atingir taxas de remoção de material muito elevadas, convergindo para uma necessidade do brunimento de desbaste dos cilindros, proposto na presente tese, que é de remoção de grande quantidade de material da peça, permitindo a eliminação de etapas de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento.

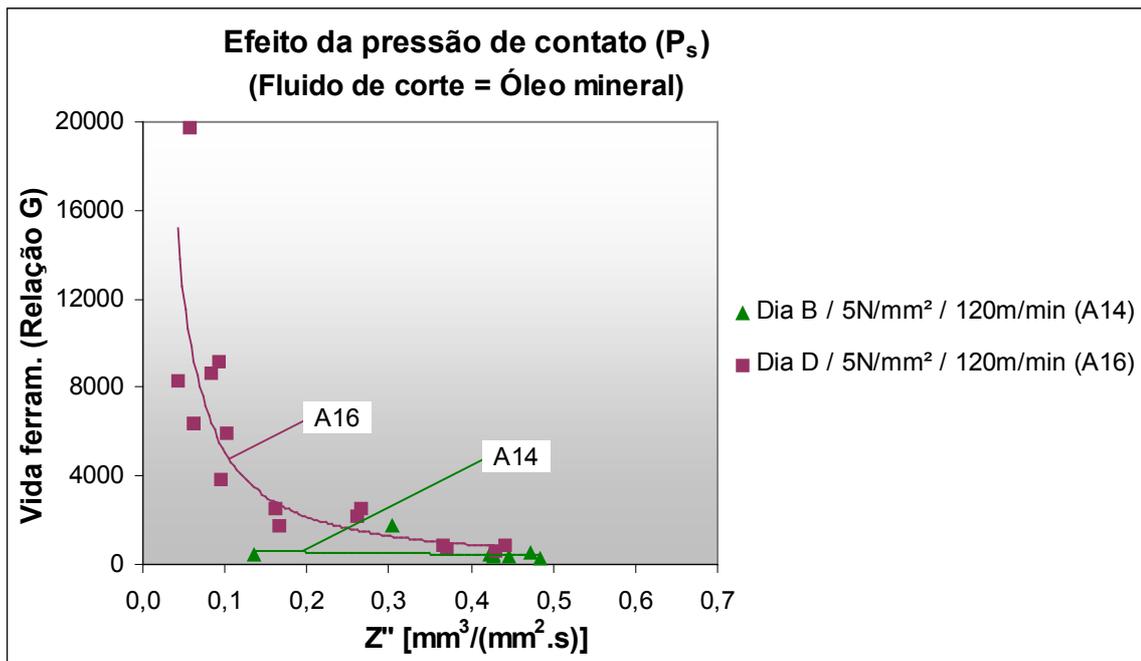


Figura 4.7 – Curvas de G vs. Z'' para a pressão de contato de 5N/mm².

4.3 Efeito do tipo de diamante

Sob a condição de velocidade de corte de 120m/min e de pressão de contato de 5N/mm², buscou-se analisar, adicionalmente, o comportamento de outros dois tipos de diamantes, tipos A e C, quando empregados em ferro fundido vermicular. Tanto o diamante do tipo A, muito friável, quanto o tipo C, de tenacidade elevada, não são normalmente aplicados em brunimento de cilindros em ferro fundido, seja cinzento ou vermicular. Os resultados, descritos na Figura 4.8, apontam que o diamante do tipo A (A13), de maior friabilidade em relação ao tipo B (A14), apresentou um resultado inferior quanto ao critério vida de ferramenta. Já os diamantes do tipo C (A15) e do tipo D (A16) apresentaram os melhores resultados, nos quais se verifica o deslocamento da curva representativa dos pontos obtidos em

direção a um aumento simultâneo de Z'' e de G , isto é, melhores resultados de vida associados a maiores taxas de remoção. Assim, a condição com diamante C (A15) mostrou o melhor resultado dentre todos os experimentos realizados com velocidades de corte de 60, 120 e 180m/min, a pressões de 4, 5 e 6N/mm².

Na Figura 4.8, para qualquer valor de Z'' , a menor vida foi alcançada pelo diamante tipo A, que apresenta maior friabilidade dentre todos. Retomando-se os conceitos abordados em 2.3.9, pode-se afirmar que para o tipo de material que está sendo brunido e para a taxa de remoção a que os diamantes foram submetidos, houve um esforço mecânico excessivo sobre esse tipo de diamante, promovendo uma elevada taxa de ruptura e comprometendo a vida dos segmentos abrasivos.

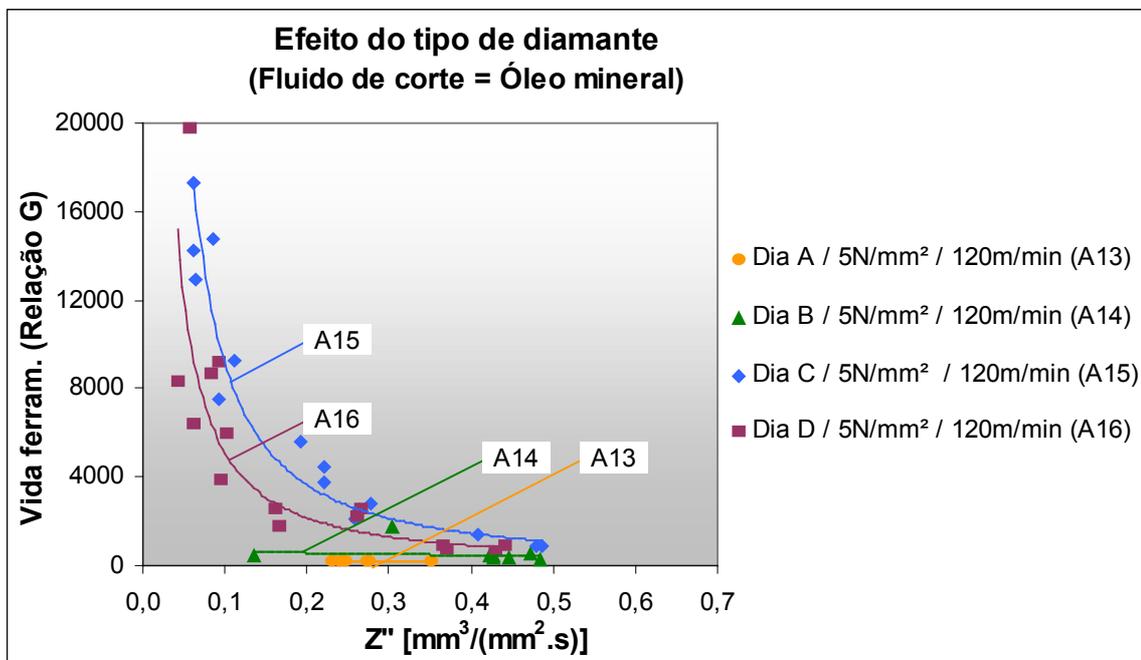


Figura 4.8 – Efeito do tipo de diamante nos valores de Z'' e G .

A observação dos segmentos abrasivos com diamante A ao microscópio (Figura 4.9(a)) confirma essa verificação. Nesses segmentos, não há qualquer diamante com desgaste plano, isto é, o cegamento de grãos abrasivos devido ao atrito com a peça, uma vez que a taxa de renovação dos grãos abrasivos é bastante acentuada, o que se comprova pelo acelerado desgaste da ferramenta. Ao invés disto, verifica-se tipicamente a ruptura do grão abrasivo ao nível do próprio ligante, caracterizando um desgaste típico por macrofratura do grão abrasivo.

Por sua vez, os segmentos de brunir com diamante do tipo B apresentaram

uma vida superior àqueles com diamante do tipo A, porém, ainda bastante reduzida. Sua observação ao microscópio (Figura 4.9(b)) revelou uma menor proporção de grãos abrasivos rompidos ao nível do ligante, isto é, com macrofratura. Para uma mesma condição de carregamento, o diamante tipo B apresentou uma melhor resistência mecânica em relação ao tipo A, refletindo-se em um pequeno ganho em vida.

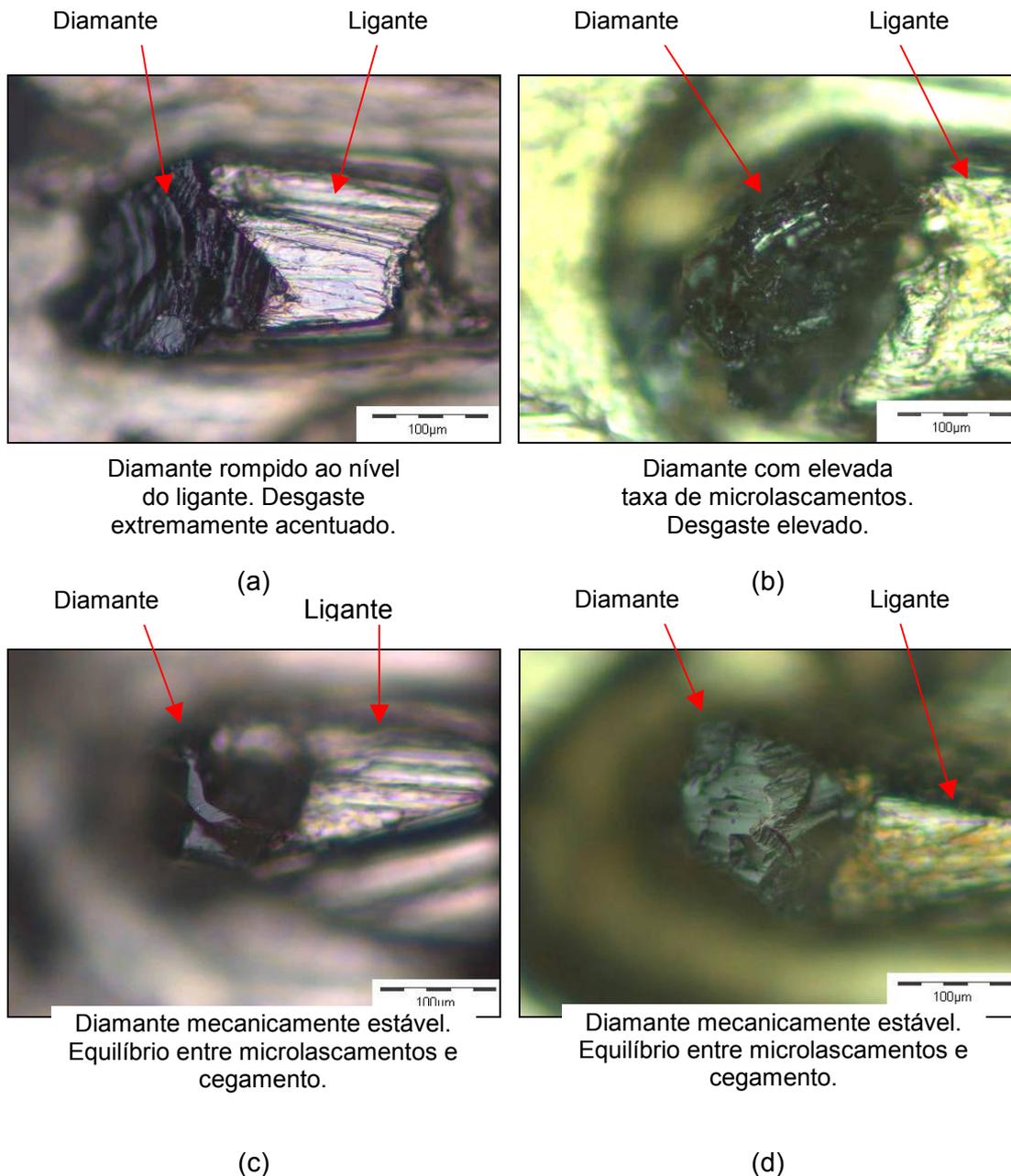


Figura 4.9 – Comportamentos característicos dos diamantes (a) A, (b) B, (c) C e (d) D.

Os melhores resultados de vida de ferramenta foram, entretanto, obtidos com os diamantes tipos C e D, os quais possuem maior tenacidade dentre os testados.

Na Figura 4.8, verifica-se que a vida (G) obtida com esses tipos de diamantes é significativamente superior em relação aos dois primeiros.

A observação dos segmentos abrasivos de brunir ao microscópio (Figura 4.9(c) e (d)) revelou apenas uma pequena parcela de diamantes macrofraturados. Nesses dois tipos de segmentos, predominam os diamantes com microfraturas, ou seja, o estilhaçamento de pequenas partículas dos grãos abrasivos e diamantes com pouco desgaste plano, o que é desejável. Tal comportamento permitiu uma maior longevidade da ferramenta, já que um mesmo grão abrasivo tem a possibilidade de renovar sua capacidade de corte um número maior de vezes, e assim, permanecendo por um maior período em utilização. Os aspectos típicos dos diamantes tipo C e D são apresentados na Figura 4.9. O diamante do tipo C mostrou adicionalmente, em comparação com o tipo D, um comportamento diferenciado de estilhaçamento, gerando gumes, ao microscópio, visivelmente mais afiados e agressivos, portanto, com uma melhor capacidade de corte.

Os parâmetros de rugosidade R_a , R_z e R_t também foram medidos ao longo dos experimentos. Resultados comparativos de rugosidade encontram-se na Figura 4.10. Cada um dos valores de rugosidade dos gráficos representa a média de nove medições, sendo três de cada repetição da mesma condição experimental.

Os resultados de rugosidade indicam que a superfície da peça se apresentava bastante rugosa no início do experimento, passando a um patamar inferior ao longo do experimento. Tal comportamento se deve à perda da capacidade de corte dos segmentos abrasivos de brunimento, tipicamente presente nesse tipo de experimento em bancadas de teste. A comparação das curvas de rugosidade entre si não revela significativas diferenças entre si, ou seja, as diferenças de friabilidade dos diamantes não têm qualquer influência na rugosidade da peça.

4.4 Efeito da velocidade de corte

Conforme discutido em 4.2, foram conduzidos inicialmente experimentos nas velocidades de 60, 120 e 180m/min, a pressões de 4 e 6 N/mm², utilizando-se diamantes dos tipos B e D. Os resultados dos experimentos com diamante do tipo D são novamente apresentados na Figura 4.11, agora sendo analisados sob o aspecto da velocidade de corte.

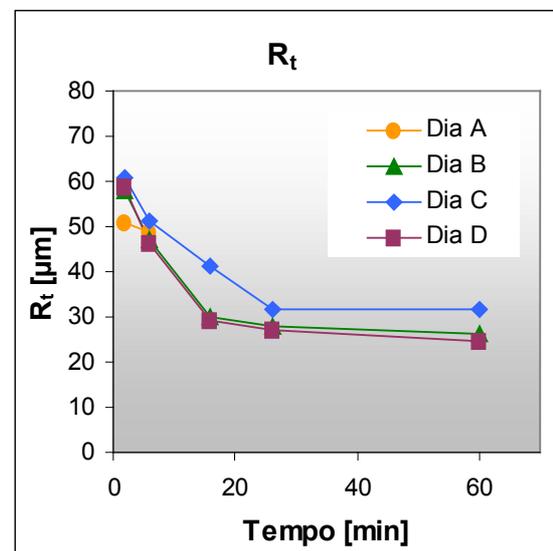
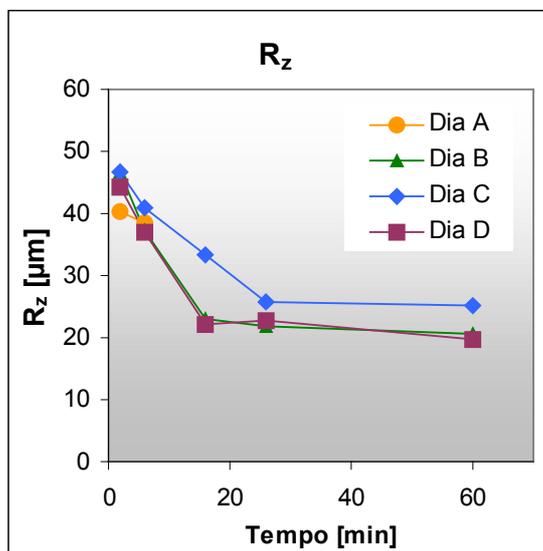
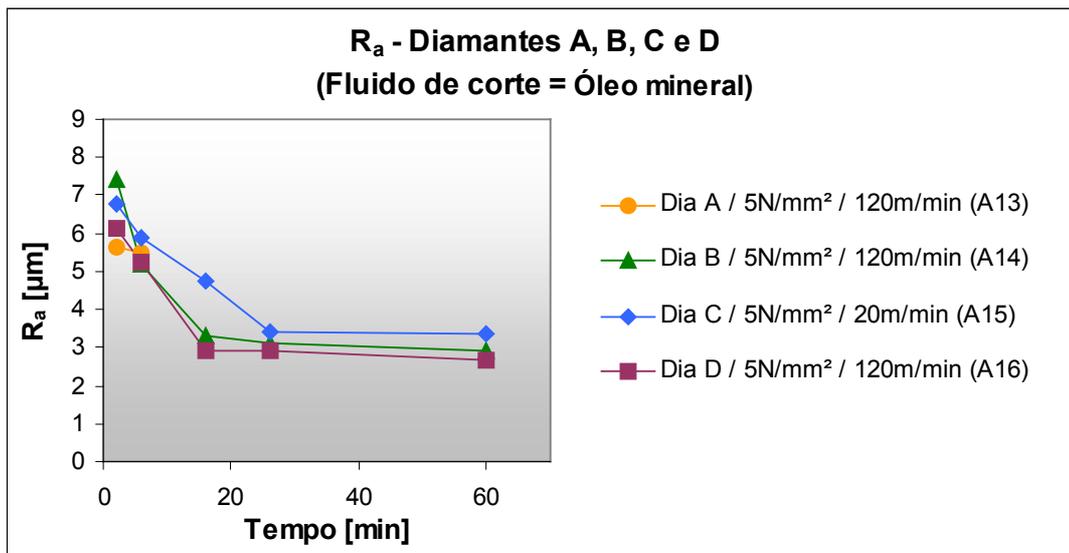


Figura 4.10 – Resultados médios de rugosidade obtidos com os diamantes A, B, C e D.

Analisando-se inicialmente os resultados obtidos à pressão de 4N/mm^2 (A2, A6 e A10), observa-se que o aumento da velocidade de corte traz consigo pequenos aumentos na taxa de remoção de material. Com respeito às mesmas curvas, para um valor constante da taxa de remoção, por exemplo, $Z''=0,1\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, o aumento na velocidade de corte implica um aumento na vida dos segmentos abrasivos de brunimento, indicadas pelos valores de G. Essa tendência é, por conseguinte, contrária à grande maioria dos processos de usinagem com geometria definida, em que um aumento na velocidade de corte corresponde diretamente a uma redução da vida da ferramenta. Essa regra geral é válida, salvo raras

aplicações⁵⁰, na grande maioria dos processos de usinagem de geometria definida (KOPPKA; ABELE, 2003). Em processos de usinagem de geometria não definida, como é o caso do brunimento, tal verificação pode ser menos incomum, como citado por Ueda e Yamamoto (1981) (ver 2.3.3). Em processo de retificação, o aumento da velocidade de corte tende a gerar uma redução no desgaste do rebolo. Tal efeito é explicado pela redução da seção de usinagem média por grão, o que reduz a solicitação mecânica sobre o grão abrasivo. Na retificação, o aumento do atrito e o aumento da frequência de utilização de um mesmo gume são hipercompensados pela redução do tempo de ação do gume e pela menor força de corte (KÖNIG, 1980). Denkena e Karyazin (2005) também relatam o arrancamento dos grãos abrasivos do ligante devido a um excessivo carregamento individual por grão no processo de retificação com rebolos superabrasivos, em que a redução do desgaste do rebolo pode ser alcançada com o aumento da velocidade de corte e conseqüente redução da seção de usinagem média por grão.

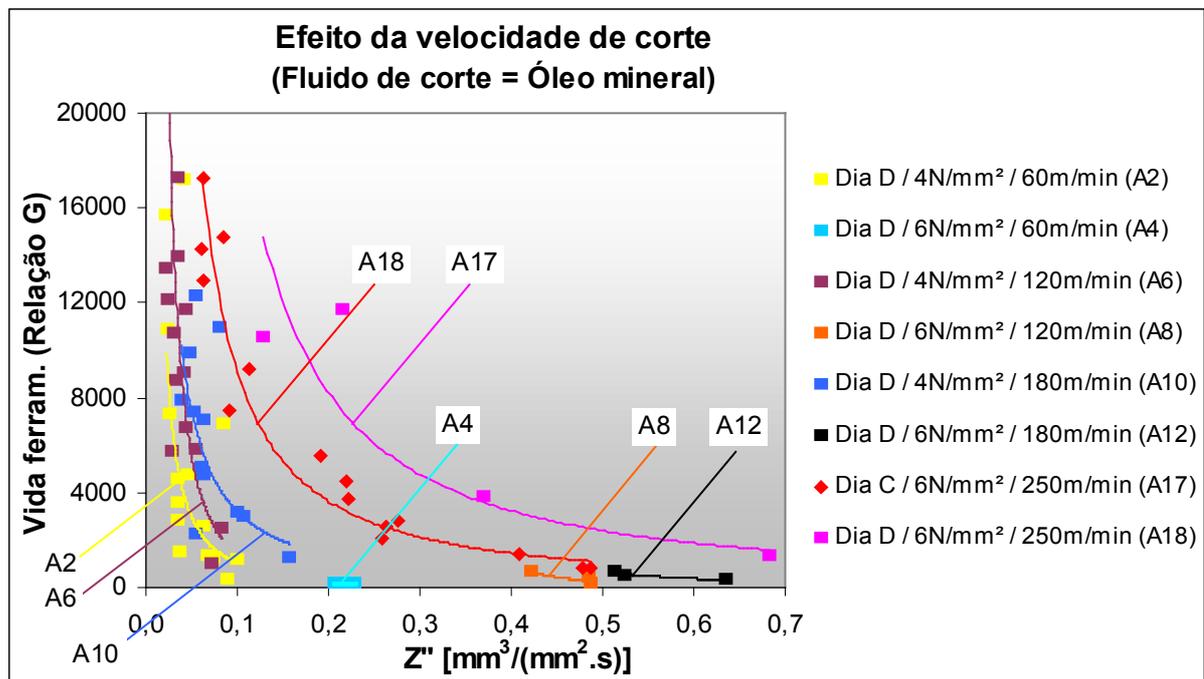


Figura 4.11 – Efeito da velocidade de corte e da pressão de contato sobre Z'' e G.

Os experimentos realizados à pressão de contato de 6N/mm^2 , em diferentes

⁵⁰ Estudos realizados por Koppka e Abele (2003) para o torneamento externo de ferro fundido cinzento (GJL 250) com teor de enxofre de 0,086%, revelaram aumento da vida da ferramenta com o aumento da velocidade de corte, na faixa de 200 a 800m/min.

velocidades (A4, A8 e A12), também são apresentados na Figura 4.11. Nota-se que o aumento da velocidade de corte de 60m/min para 120m/min e posteriormente para 180m/min permitiu ganhos significativos na taxa de remoção de material, sendo esse um fator positivo para o objetivo desta pesquisa. Todavia, a vida da ferramenta, quantificada no gráfico pela relação G, se mostrou extremamente baixa para essas condições. Além de muito baixos, os valores da relação G apresentam-se praticamente constantes para todas as condições experimentais realizadas com 6N/mm^2 , independente da velocidade de corte (60, 120 ou 180m/min).

Adicionalmente às velocidades acima mencionadas, foram feitos experimentos à velocidade de corte de 250m/min, também a 6N/mm^2 , inicialmente com o diamante do tipo D (A17) e, posteriormente, sob as mesmas condições, para o tipo C (A18). Os resultados desses experimentos são mostrados ainda na Figura 4.11. Verifica-se que as curvas G vs. Z", representativas dessa condição, destacam-se de maneira muito significativa das demais. Nesse caso, valores elevados de Z" encontram-se associados a valores relativamente maiores de G, ou seja, sob essas condições de usinagem conseguiu-se alcançar uma vida dos segmentos abrasivos significativamente maior, para uma mesma taxa de remoção específica. Esse resultado constitui um dos mais importantes dentre todos na presente tese. Lembrando-se que a grande dificuldade em se aplicar o brunimento de desbaste de forma econômica, como alternativa para a redução de etapas de processo, depende da obtenção de elevada vida de ferramenta associada a altas taxas de remoção de material. De acordo com os levantamentos bibliográficos efetuados, esse experimento, com velocidade de corte de 250m/min, permitiu comprovar, pela primeira vez, a possibilidade de se combinar elevadas taxas de remoção com elevada vida de ferramenta. A velocidade de 250m/min, em brunimento, foi atingida e ultrapassada apenas por Saljé e von See (1987), citados em 2.3.10.2, que, em bancada experimental, empregando ferro fundido cinzento, atingiram a velocidade de 1050m/min. Contudo, mesmo empregando um diamante com maior tamanho de grão (D251), atingiram a taxa de remoção máxima de apenas $0,04\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$.

O experimentos desta tese realizados a 250m/min constituem, portanto, um importante marco para o processo de brunimento, pois demonstraram, de forma inédita, a aplicação de tal velocidade de corte como meio de propiciar a real possibilidade de combinar elevadas taxas de remoção de material e elevada vida de ferramenta.

No tocante à rugosidade da peça, observou-se uma significativa redução para a velocidade de corte de 250m/min, em relação às demais, o que comprova uma menor penetração do grão abrasivo na peça. Comparando-se a rugosidade R_z após 2min de brunimento, obteve-se 11 μ m para a velocidade de 250m/min, enquanto obtiveram-se valores médios de 38 a 40 μ m nas velocidades entre 60 e 180/min. Isso representa uma redução aproximada de 70% na rugosidade, o que é um ganho muito importante para que a necessidade de remoção de material pela etapa posterior de brunimento seja minimizada, tornando o processo integral mais rápido e econômico.

Correlacionando-se os resultados de vida das ferramentas e de rugosidade, pode-se concluir que o significativo ganho de vida origina-se por uma alteração no mecanismo de desgaste da ferramenta. Nas velocidades de corte mais baixas, a superfície brunida apresenta uma rugosidade mais elevada, o que indica uma grande penetração dos grãos abrasivos na peça, ou seja, existe uma excessiva seção de usinagem média por grão (\bar{A}_{cs}), induzindo à fratura prematura do grão abrasivo. Na velocidade de 250m/min, a rugosidade da peça reduzida é um indicativo de que a penetração dos grãos abrasivos ocorreu em menor intensidade, isto é, a seção de usinagem média por grão (\bar{A}_{cs}) foi menor, o que equivale a dizer que o carregamento mecânico a que os grãos abrasivos foram submetidos é significativamente menor.

Utilizando a Equação 4.1, apresentada em (2.3.9.1), pode-se confirmar essa constatação:

$$\bar{A}_{cs} = \frac{1}{N_{actA}} \cdot \frac{Z}{v_c \cdot A} \quad \text{Equação 4.1}$$

$$\text{como } \frac{Z}{A} = Z'', \quad \text{Equação 4.2}$$

$$\text{Tem-se que: } \bar{A}_{cs} = \frac{1}{N_{actA}} \cdot \frac{Z''}{v_c} \quad \text{Equação 4.3}$$

Considerando-se segmentos de brunir com diamantes de mesma faixa de tamanho e concentração, tem-se aproximadamente constante o número de grãos ativos por área (N_{actA}). Tomando-se uma situação qualquer para Z'' constante, pode-

se afirmar que um aumento na velocidade de corte (v_c) implica uma redução na seção de usinagem média por grão (\bar{A}_{cs}). Na Figura 4.11, tal comparação é válida para a velocidade de 250m/min (A17) com qualquer uma das demais velocidades (A4, A8 e A12). Entretanto, não é aplicável às velocidades de 60, 120 e 180m/min entre si, pois não foram obtidos resultados comuns de Z'' , em que tais observações seriam válidas.

O sucesso na aplicação da velocidade de corte de 250m/min, além de propiciar elevadas taxas de remoção combinadas com elevada vida de ferramenta, permitiu, adicionalmente, reduzir significativamente a rugosidade gerada na peça, o que constitui mais um fator muito positivo. O emprego de elevada velocidade compreende, portanto, um importante e inovador meio para atingir o objetivo fundamental desta tese, que compreende a eliminação de etapas de mandrilamento através do emprego de brunimento com elevadas taxas de remoção de material.

4.5 Efeito do tipo de fluido de corte

O aumento da temperatura da peça durante o processo de brunimento de cilindros tem um efeito extremamente negativo na manutenção da geometria do cilindro. O aumento da temperatura durante o processo traz como consequência a geração de um cilindro com um diâmetro diferente do desejado. Adicionalmente, a variação dimensional do cilindro brunido não se dá de maneira uniforme, uma vez que esse possui espessura de parede variável, bem como paredes de ligações com as demais regiões do bloco de motor e demais cilindros, implicando um aquecimento e uma distribuição de temperatura não uniformes. Desse modo, o retorno do cilindro à temperatura ambiente após o brunimento traz consigo uma redução não uniforme de diâmetro, ou seja, uma redução de diâmetro associada a uma geração de um erro de forma.

Nos experimentos realizados na presente tese, verificou-se a necessidade de utilização de pressões de contato relativamente elevadas, e portanto maior atrito, bem como de uma tendência para o emprego de maiores velocidades de corte. Conforme citado por Lin e Shen (1993), em 2.3.10.2, tanto aumentos da

profundidade de penetração dos grãos abrasivos na peça quanto da velocidade de corte levaram a maiores temperaturas da peça durante o processo de brunimento.

Diante disso, buscou-se alternativas para a minimização do aquecimento da peça durante o brunimento, através do emprego de diferentes fluidos de corte. A medição da temperatura da peça se deu, porém, somente na Etapa 2 da presente pesquisa.

Conforme citado em 3.1.3, foram empregados na Etapa 1 três tipos de fluidos de corte: óleo mineral, emulsão e solução sintética em água. Nos experimentos com estes fluidos de corte, utilizaram-se segmentos de brunir com dois tipos de diamantes: diamante B (mais friável) e diamante C (mais tenaz), totalizando seis condições distintas, testadas à pressão nominal de contato $P_s=4\text{N/mm}^2$ e velocidade de corte $v_c=120\text{m/min}$.

Os resultados de taxa de remoção específica (Z'') e de vida (G) obtidos para os segmentos com diamante B são apresentados na Figura 4.12.

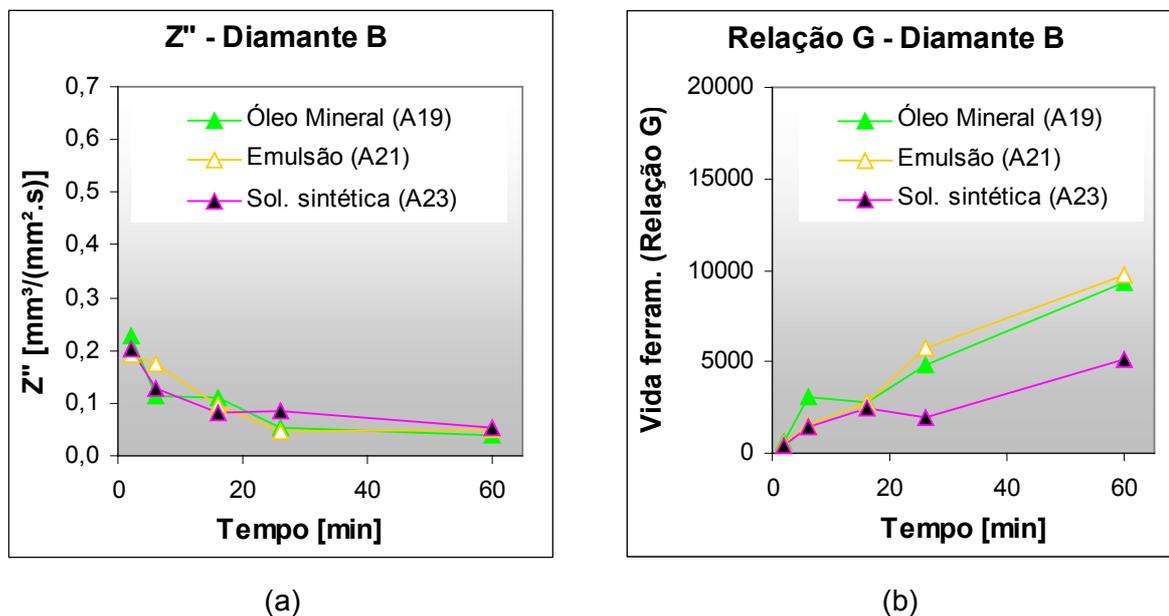


Figura 4.12 – (a) Valores de Z'' e de (b) G medidos para segmentos abrasivos de brunimento com diamante tipo B, com diferentes fluidos de corte ($P_s=4\text{N/mm}^2$; $v_c=120\text{m/min}$).

Observa-se na Figura 4.12(a) que não houve influência significativa do tipo de fluido de corte na taxa de remoção específica de material, visto que os resultados mantiveram-se muito próximos entre si. Já para a relação G pôde-se verificar um resultado inferior para a solução sintética, em comparação com os outros dois, que

apresentaram resultados semelhantes entre si, sendo esse um indicativo de que a solução sintética apresenta uma capacidade lubrificante inferior aos demais. Nota-se que a diferença de capacidade de lubrificação existente entre o óleo mineral e a emulsão não se refletiu no resultado de vida de ferramenta com o diamante B.

Quanto à rugosidade gerada na peça, os resultados são bastante semelhantes entre si, inclusive para a solução sintética, indicando que as diferenças entre os fluidos de corte não influenciou significativamente na profundidade de penetração dos abrasivos na peça. Os valores de R_a , R_z e R_t medidos nos experimentos com o diamante B podem ser visualizados na Figura 4.13.

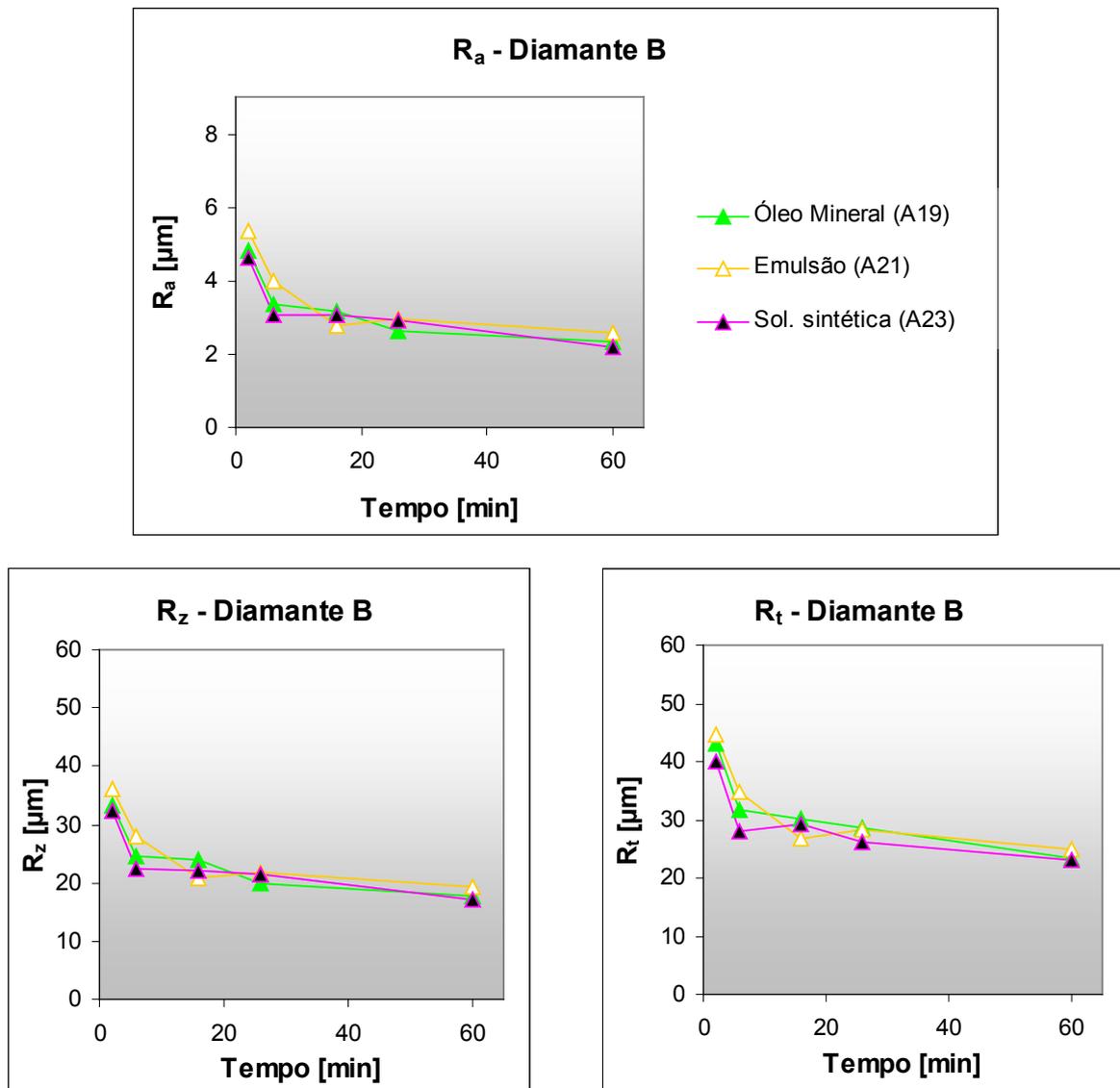


Figura 4.13 – Rugosidades medidas nos experimentos com diamante B, com diferentes fluidos de corte.

Simultaneamente aos experimentos com diamante do tipo B, foram realizados os testes com o diamante C, com os mesmos fluidos de corte. Na Figura 4.14, são apresentados os resultados da taxa de remoção específica de material e da relação G. A taxa de remoção obtida com os diferentes fluidos de corte não sofreu influência do tipo de fluido de corte empregado. Em comparação com as taxas de remoção obtidas com o diamante tipo B, também não foram verificadas diferenças.

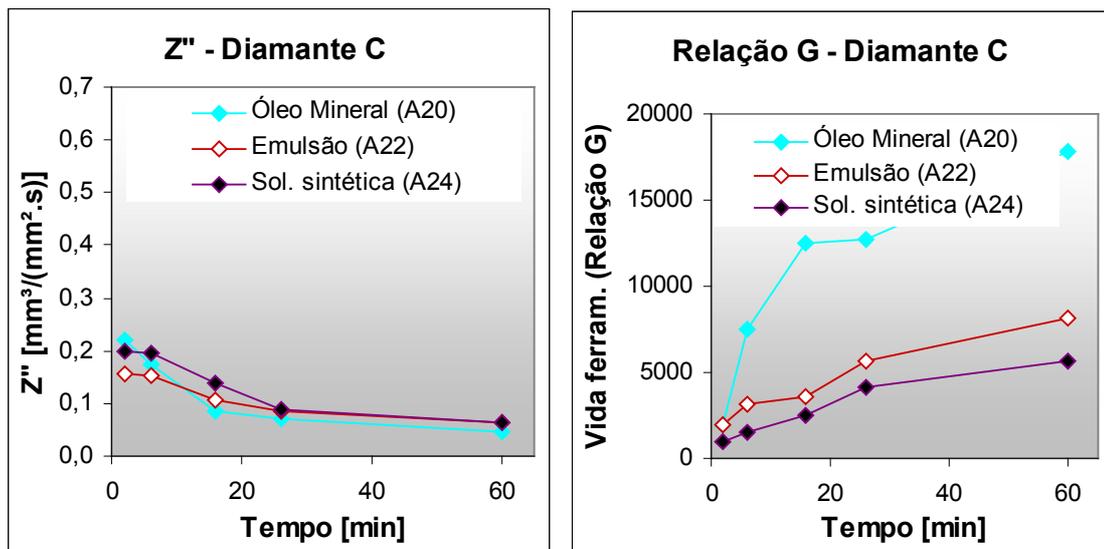


Figura 4.14 – Valores de Z'' e de G medidos para segmentos abrasivos de brunimento com diamante tipo C, com diferentes fluidos de corte ($P_s=4\text{N/mm}^2$; $v_c=120\text{m/min}$).

O resultado de vida, quantificado pela relação G , sofreu, no entanto, uma forte influência da variável tipo de fluido de corte. Na Figura 4.14, verifica-se que um resultado significativamente melhor foi obtido mediante o emprego de óleo mineral como fluido de corte. O uso de emulsão gerou uma taxa de desgaste da ferramenta mais acentuada, mesmo para níveis de taxa de remoção semelhantes, apresentando um decréscimo de aproximadamente 50% em relação ao óleo mineral. A solução sintética mostrou o pior resultado dentre todos, com uma redução de cerca de 70% se comparado ao óleo mineral. Esse resultado indica uma melhor capacidade de lubrificação do óleo mineral, seguido pela emulsão e pela solução sintética, com resultado inferior.

Os resultados de rugosidade são apresentados na Figura 4.15. Assim como os resultados de taxa de remoção obtidos para os diferentes fluidos de corte, os resultados de rugosidade também não apontam diferenças significativas entre si, sob análise estatística. Isso indica que as diferenças entre os fluidos de corte não

geraram significativas variações na profundidade de penetração dos grãos abrasivos na peça. Na Figura 4.15, verifica-se, porém, que alguns resultados mais baixos de rugosidade são observados para a solução sintética. Isso se deve à adesão do material da peça aos segmentos de brunir, como será discutido ainda nesta subseção.

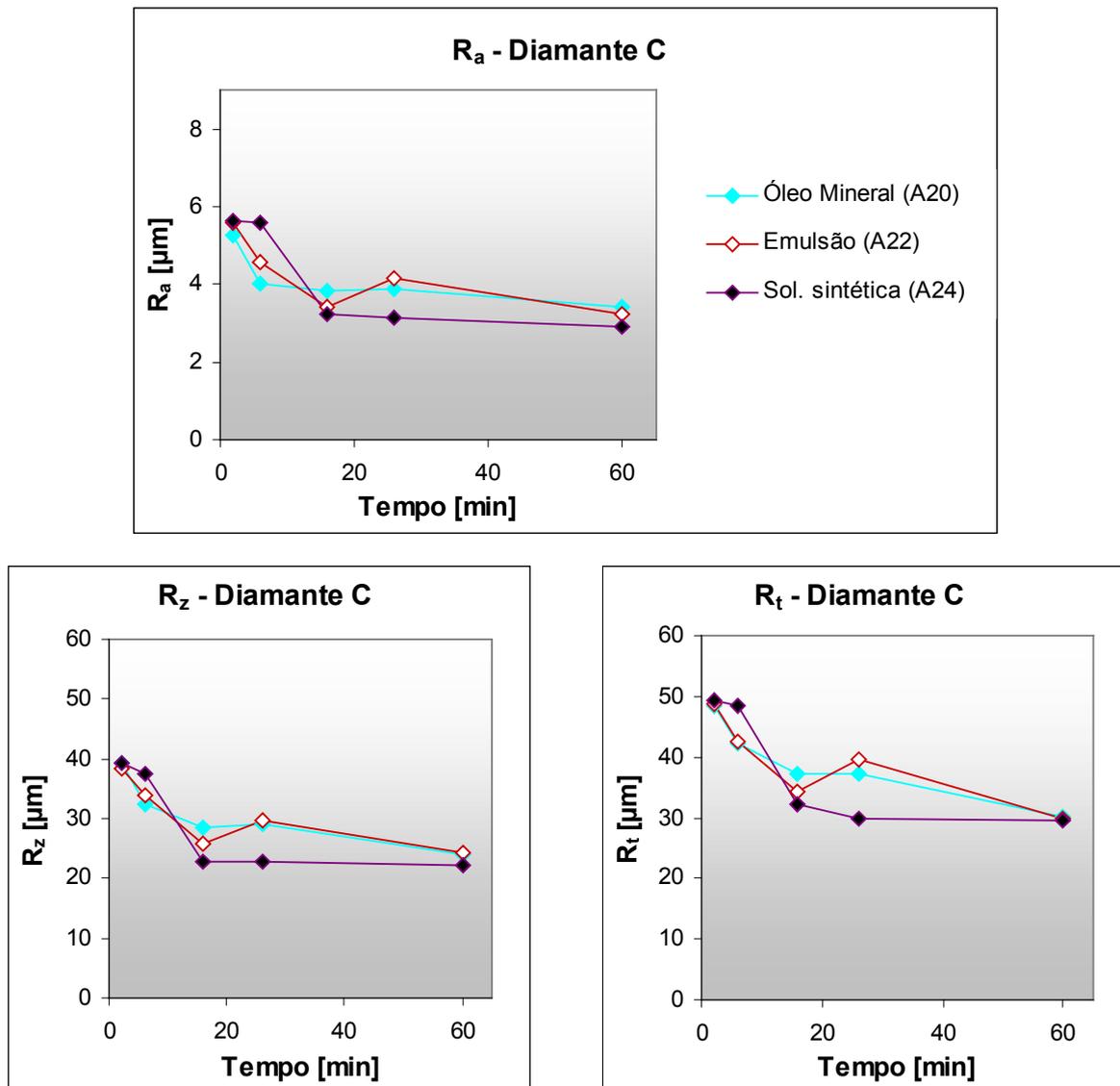


Figura 4.15 – Rugosidades medidas nos experimentos com diamante C, com diferentes fluidos de corte.

Na Figura 4.16, são mostrados os resultados de Z” e de G das seis condições pesquisadas. Fica evidente que, assim como naqueles resultados apresentados anteriormente, os ensaios com o diamante B (A19, A21 e A23) exibiram resultados próximos entre si, todos com vida bastante reduzida. O mesmo ocorreu para o

ensaio com diamante C e solução sintética (A24). Um resultado um pouco superior foi obtido com o diamante C e emulsão (A22), e o melhor resultado foi alcançado pelo diamante C e óleo mineral (A20). Esses resultados indicam que o diamante de maior tenacidade (C) permite atingir resultados melhores em relação ao mais frível (B). Possibilitaram concluir, ainda, que o melhor efeito de lubrificação é propiciado pelo óleo mineral, conduzindo a uma maior vida de ferramenta, seguido pela emulsão e pela solução sintética.

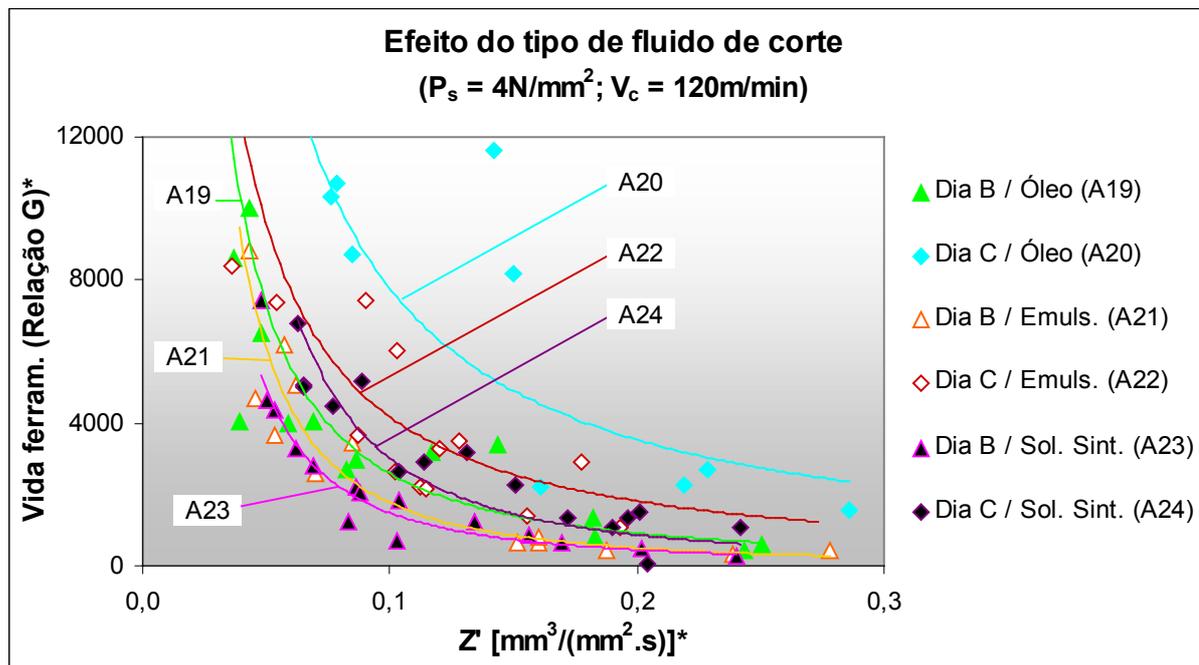


Figura 4.16 – Diagrama G vs. Z” para as seis variáveis com diferentes fluidos de corte ($P_s=4\text{N/mm}^2$; $v_c=120\text{m/min}$). (*Escala ampliada em relação aos demais gráficos)

A observação dos segmentos abrasivos de brunimento ao microscópio auxiliou no entendimento dos resultados obtidos. Na Figura 4.17, são apresentadas micrografias típicas de segmentos abrasivos de brunir com diamante B, após 60 minutos de brunimento. São mostradas duas micrografias para cada condição de fluido de corte. Pode-se notar que o óleo mineral, em relação aos demais, tem uma maior tendência em gerar o cegamento dos grãos de diamante.

A emulsão gerou, de maneira geral, um desgaste diferenciado em relação ao óleo mineral, uma vez que os diamantes demonstram uma menor tendência ao cegamento, ou seja, apresentam caracteristicamente uma superfície mais rugosa, devido a microlascamentos. Tal tendência do grão de diamante, em se tornar mais rugoso, é ainda mais evidente na utilização da solução sintética. Nessa condição,

percebeu-se ainda uma forte tendência à adesão de cavacos à superfície do segmento de brunir, o que prejudica a sua capacidade de corte e a qualidade da superfície da peça.

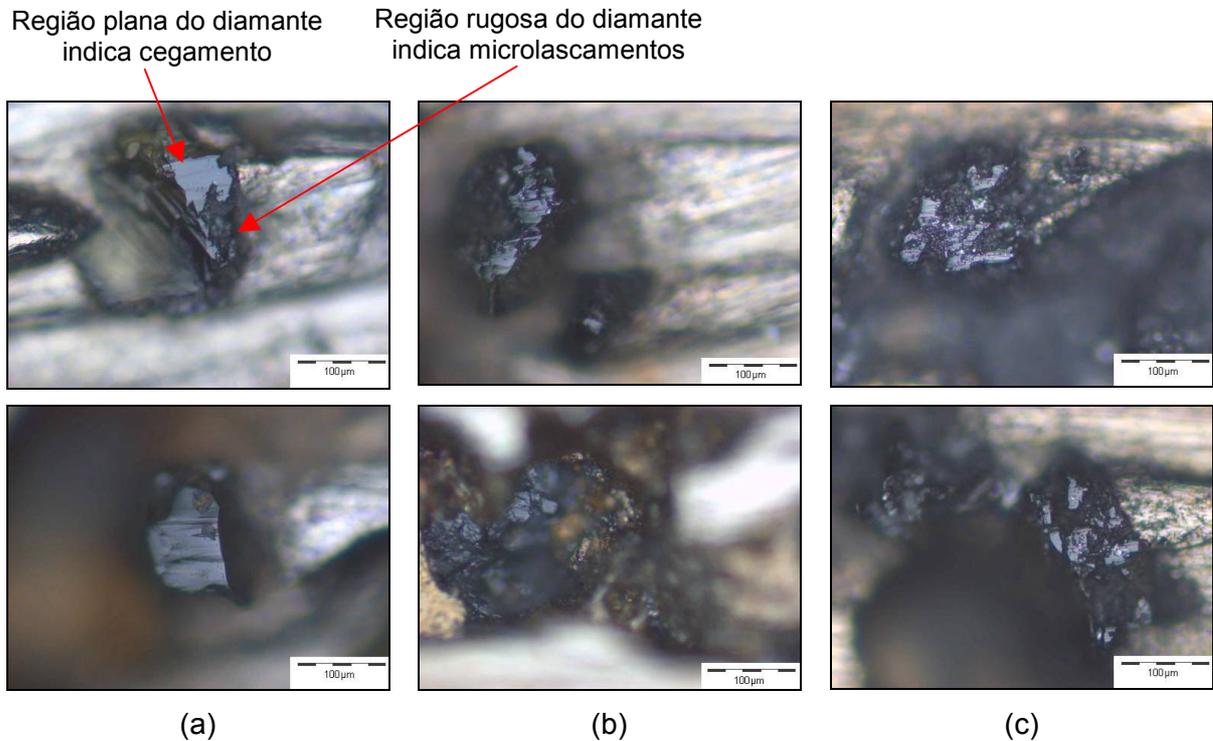


Figura 4.17 – Aspecto típico dos segmentos abrasivos de brunimento com diamante B após 60min de ensaio com (a) óleo mineral, (b) emulsão e (c) solução sintética.

A referida adesão deve-se a uma menor capacidade de lubrificação da solução sintética em relação aos demais fluidos, mostrando-se inadequada para a aplicação em ferro fundido vermicular, sob as condições testadas. A adesão de material da peça à superfície do segmento de brunir, observada tanto em segmentos com o diamante B como naqueles com o diamante C, é ilustrada na Figura 4.18.

A maior tenacidade do diamante C tornou ainda mais evidente as características dos fluidos de corte observáveis nos segmentos abrasivos, como apresentado na Figura 4.19. Enquanto o óleo mineral gera tipicamente nos diamantes uma grande superfície plana (Figura 4.19(a)), o emprego de emulsão reduz significativamente tal característica. Prevalecem, nesse caso, os diamantes com microfraturas, com apenas uma pequena superfície plana e, assim, com maior capacidade de corte (Figura 4.19(b)). Já o segmento de brunir empregado com a

solução sintética praticamente não apresenta diamantes com superfície plana, mas diamantes com microfaturas (Figura 4.19(c)).

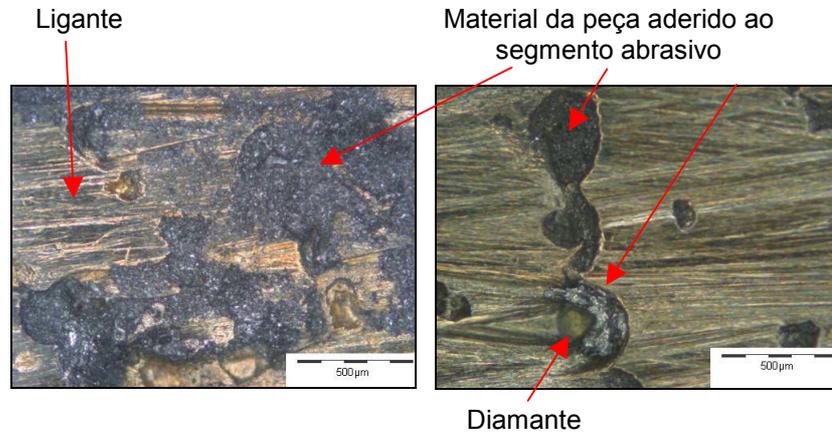


Figura 4.18 – Adesão de material da peça à superfície dos segmentos abrasivos de brunimento, observada em igual proporção em ambos os tipos de segmentos.

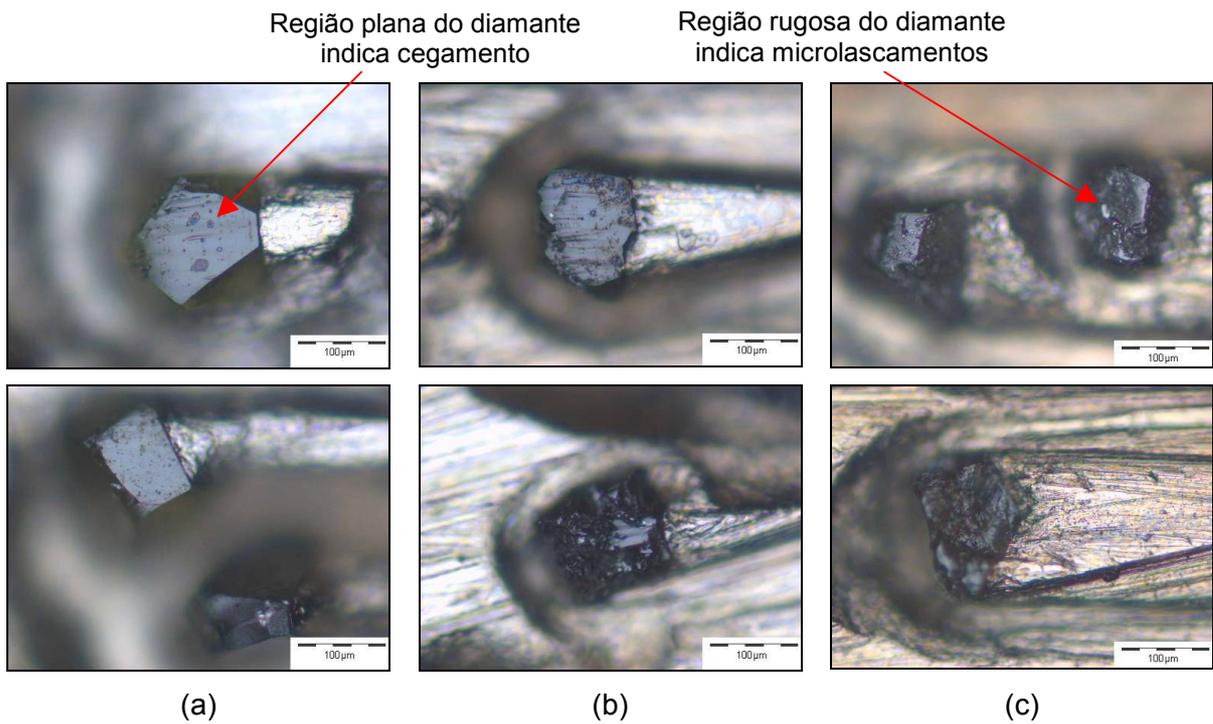


Figura 4.19 – Aspecto típico dos segmentos abrasivos de brunimento com diamante C após 60min de ensaio com (a) óleo mineral, (b) emulsão e (c) solução sintética.

Uma explicação para a diferença no aspecto do desgaste de diamantes empregados com diferentes fluidos de corte está na temperatura atingida durante o processo. O efeito menos refrigerante, embora mais lubrificante, propiciado pelo óleo mineral implica uma maior temperatura no diamante, que facilita seu cegamento, em

um processo intensificado pela temperatura⁵¹ e pelo tempo de contato com a peça, ou seja, uma grafitização associada a uma abrasão causada pelo material da peça ou a difusão do carbono do diamante para a peça. A maior tendência ao cegamento do grão abrasivo não implica, necessariamente, em uma menor vida de ferramenta, pois depende da velocidade com que tal desgaste ocorre.

Oliveira e Alves (2006), em estudos de retificação com rebolos de CBN, também identificaram um menor desgaste do rebolo quando empregado com fluido de corte integral, em comparação com fluidos a base de água. Os autores atribuem tal diferença a dois fatores: maior atrito do rebolo com a peça e choques térmicos mais intensos a que os grãos abrasivos são submetidos em um processo empregando fluido de corte a base de água, provocando maior tendência a microlascamentos.

Do ponto de vista do desgaste do ligante, também se pode inferir que há uma importante influência da capacidade de lubrificação do fluido de corte. Fluidos com maior capacidade de lubrificação permitem uma maior proteção do ligante quanto à erosão provocada pela ação do fluxo dos cavacos, pressionados entre o segmento de brunir e a peça. Uma melhor capacidade de lubrificação também reduz o atrito e o contato direto entre o ligante e a superfície da peça, minimizando seu desgaste.

4.6 Síntese dos resultados obtidos em bancada experimental

A realização dessa primeira etapa da pesquisa em bancada experimental proporcionou importantes contribuições e inovações no que tange ao desenvolvimento de tecnologia para o brunimento de ferro fundido vermicular. A seguir, procura-se evidenciar tais contribuições e suas devidas relevâncias como desenvolvimento de tecnologia, bem como destacar a importância das mesmas para as duas etapas seguintes da presente pesquisa.

A realização de ensaios de bancada sob condições experimentais diversas possibilitou a geração de um conhecimento de base abrangendo os principais parâmetros de brunimento, assim como tipos de diamantes empregados como abrasivos e tipos de fluidos de corte. Esses dados de entrada foram correlacionados

⁵¹ A grafitização do diamante inicia a temperaturas da ordem de 700K (DE BEERS, 2000).

com os resultados, expressos em taxa de remoção de material, vida da ferramenta e rugosidade da peça.

Nesses experimentos, foram identificadas condições de brunimento que permitiram atingir taxas de remoção altíssimas, da ordem de $0,6\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, não somente atingindo a necessidade para o brunimento de desbaste, estimada em $0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, mas superando em mais de 100% esse valor.

Verificou-se, ainda, que o aumento da taxa de remoção é acompanhado, invariavelmente, por uma redução na vida da ferramenta, que se dá de modo exponencial, ou seja, vida de ferramenta e taxa de remoção de material são grandezas que se mostraram antagônicas. Em se tratando de um brunimento de desbaste, no qual se deseja uma elevada taxa de remoção de material, atingir elevada vida de ferramenta se mostrou, portanto, um grande desafio a ser vencido. Melhoras significativas foram alcançadas com a utilização de diamantes com maior tenacidade, com ênfase ao diamante do tipo C, o qual apresentou os melhores resultados. Comprovou-se que o diamante do tipo B, até então considerado ideal para a grande maioria das aplicações de brunimento de cilindros de blocos de motores em ferro fundido cinzento, como também de vermicular, não possibilitou bons resultados quanto à vida da ferramenta em situações de elevada taxa de remoção de material, em função de sua elevada friabilidade.

O grande salto para o aumento de desempenho dos segmentos abrasivos de brunimento foi alcançado, contudo, com o aumento da velocidade de corte para 250m/min. Nessa velocidade, foram obtidos os melhores resultados de taxa de remoção, associados a relevantes aumentos na vida da ferramenta, o que se pode considerar um importante marco para o brunimento, que tradicionalmente emprega velocidades de corte da ordem de 60m/min, cerca de quatro vezes menor. Velocidades de até 210m/min haviam sido citadas por Klink e Flores (2000), porém, sem resultados satisfatórios de vida de ferramenta, como ressaltado em 2.5.2.

Para as etapas seguintes da pesquisa experimental, em camisas de cilindros e em blocos de motores, buscou-se selecionar as condições com maior potencial para atingir um bom desempenho. Dentre os três tipos de fluidos de corte testados, eliminou-se a solução sintética, em decorrência de resultados insatisfatórios, priorizando-se os dois outros: o fluido integral, para propiciar elevada lubrificação; e a emulsão, para propiciar elevada extração de calor do processo. Adicionalmente, selecionou-se o diamante do tipo C, para ser utilizado com velocidade de corte de

250m/min, como uma condição de elevada possibilidade de sucesso para as etapas seguintes. Entretanto, tendo em vista as limitações de rotação e potência máximas dos equipamentos disponíveis para a realização da etapa seguinte da pesquisa, em camisas de cilindros, limitações estas que são comuns à maioria dos equipamentos de brunir existentes nas indústrias, buscou-se extrair o melhor resultado da ferramenta sob uma condição de velocidade de corte de 120m/min, que ainda assim é considerada elevada em relação à prática industrial.

5 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS COM CAMISAS DE CILINDROS EM BRUNIDORA

Em uma segunda etapa da pesquisa, passou-se a utilizar brunidoras verticais para realizar os experimentos em camisas de cilindros produzidas em ferro fundido vermicular. A partir dos resultados obtidos na Etapa 1, em bancada de testes e cujos resultados foram apresentados na seção anterior, procurou-se dar seqüência ao desenvolvimento da pesquisa. Nesta segunda etapa, utilizaram-se as condições que haviam propiciado os melhores resultados.

5.1 Brunimento com expansão hidráulica vs. expansão mecânica

No primeiro experimento com camisas de cilindros, buscou-se repetir uma das condições que havia apresentado bons resultados na Etapa 1, com a principal finalidade de verificar a correlação dos resultados obtidos a partir de dois métodos experimentais distintos.

A condição A20, realizada na bancada de testes com diamante do tipo C, pressão de contato de 4N/mm^2 e velocidade de corte de 120m/min , foi repetida na brunidora vertical. Como na bancada experimental havia a aplicação de pressão de contato em um valor constante, optou-se por realizar, na brunidora vertical, a expansão da ferramenta através do sistema hidráulico, na qual a pressão de contato é ajustável de modo independente e a velocidade de expansão dos segmentos abrasivos de brunimento é variável⁵².

Aos resultados da condição A20, expressos na forma de uma curva G vs. Z” (Figura 5.1), foram sobrepostos os resultados do experimento equivalente, porém, obtidos na brunidora vertical.

Observa-se que os valores obtidos na brunidora vertical praticamente se sobrepõem à curva obtida na bancada experimental, demonstrando uma excelente correlação entre os dois métodos experimentais. Apesar de significativas diferenças entre os equipamentos, a simulação em bancada experimental se mostra muito

⁵² No sistema mecânico de expansão de ferramenta, a velocidade de expansão dos segmentos de brunir é ajustável e a pressão de expansão é variável, de modo contrário ao sistema de expansão hidráulico.

coerente com a aplicação em um equipamento industrial de brunimento, o que contribui fortemente na validação dos resultados até então obtidos.

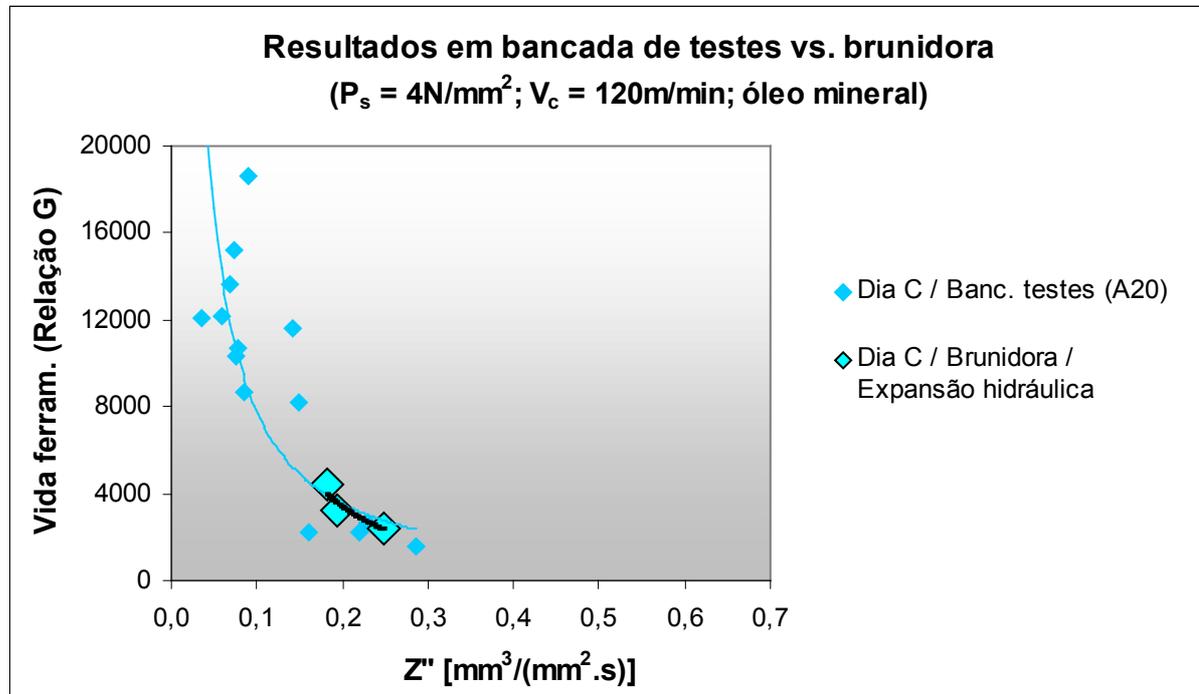


Figura 5.1 – Correlação entre experimentos realizados em bancada de testes com aqueles realizados em brunidora.

Por se tratar de um experimento em que se empregou o sistema hidráulico de expansão da ferramenta, o equipamento não permite a programação de uma determinada taxa de remoção, mas somente da força de expansão da ferramenta. Dessa forma, a taxa de remoção de material ficou susceptível à capacidade momentânea de corte da ferramenta, a qual pode variar substancialmente ao longo do tempo, mesmo em se tratando de um equipamento de brunimento, no qual um novo corpo-de-prova com uma determinada rugosidade inicial foi utilizado a cada 30s de brunimento. As taxas de remoção obtidas e a correspondente rugosidade R_z dos corpos-de-prova após o brunimento são mostradas na Figura 5.2. Observa-se, nesses gráficos, que ocorre uma redução da capacidade de corte da ferramenta ao longo do processo, passando de uma taxa de remoção específica de aproximadamente $0,3\text{mm}^3/(\text{mm}^2 \cdot \text{s})$, no início do experimento, para $0,1\text{mm}^3/(\text{mm}^2 \cdot \text{s})$, após 12,5min. Tal redução se dá em função de um progressivo cegamento dos grãos abrasivos, com a conseqüente redução da sua profundidade de penetração na peça, o que implica uma progressiva redução na rugosidade.

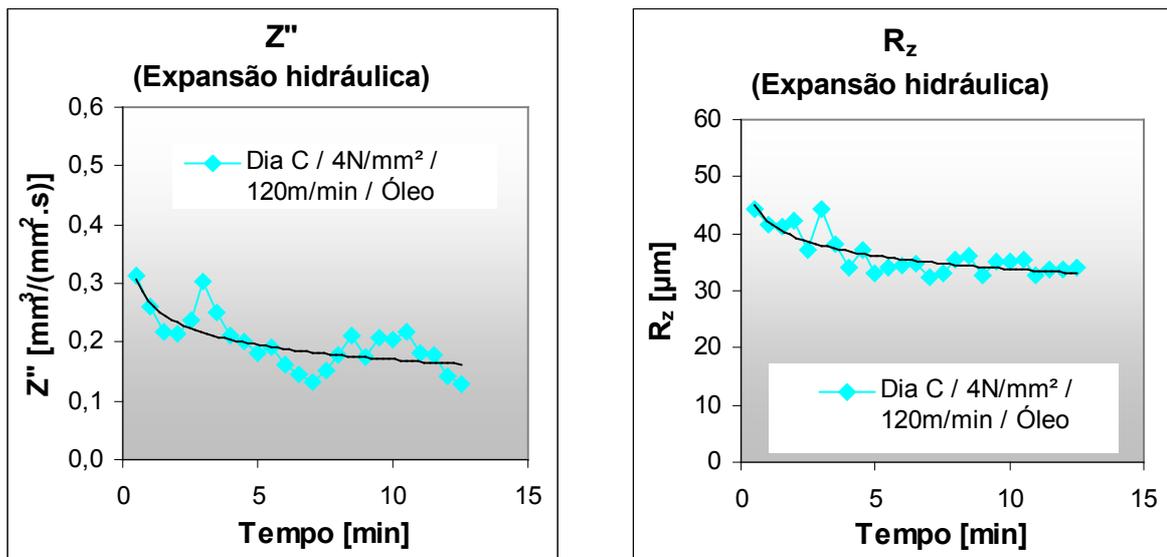


Figura 5.2 – Taxa de remoção específica e rugosidade obtidas ao longo do experimento com expansão hidráulica da ferramenta de brunir.

Lembrando-se que a vida da ferramenta é fortemente dependente da taxa de remoção de material, é necessário que esta seja mantida constante para que as comparações entre diferentes condições experimentais sejam possíveis. A fim de melhorar a comparação dos dados, optou-se por realizar os ensaios subseqüentes utilizando-se o sistema de expansão mecânica. Tal sistema permite programar a velocidade de expansão da ferramenta, mantendo-se praticamente constante a taxa de remoção ao longo de um experimento, e repetir a mesma condição de taxa de remoção constante em todos os demais experimentos. Adicionalmente, segundo Klink (1983), a capacidade de correção de erros de forma é maior com o emprego de expansão mecânica, em relação à expansão hidráulica. Desse modo, em todos os demais experimentos das etapas 2 e 3, empregou-se o sistema mecânico de expansão da ferramenta.

5.2 Resultados com diferentes ligantes

Na seção referente ao método, em 3.2.4, foram descritos os tipos de ligantes utilizados na pesquisa, salientando que são três os tipos, sob a denominação X, Y e Z. Os resultados obtidos com cada um desses ligantes e a comparação direta entre eles quanto à taxa de remoção, vida de ferramenta, rugosidade da peça e pressão

de contato são apresentados a seguir.

5.2.1 Ligante do tipo X

O primeiro experimento com o objetivo de melhorar o desempenho da ferramenta com base no ligante foi realizado utilizando o ligante do tipo X, que é o mesmo usado em todos os segmentos abrasivos de brunimento empregados nos estudos na bancada de testes. Esses segmentos abrasivos, produzidos com a especificação D181/C/X/50⁵³, foram empregados na Etapa 2 à velocidade de corte $v_c=120\text{m/min}$ e taxa de remoção específica $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, utilizando como fluidos de corte óleo mineral (B1) ou emulsão (B2).

Na Figura 5.3 são mostrados os valores medidos da taxa de remoção específica em cada um dos corpos-de-prova empregados no experimento. Nota-se que a expansão mecânica da ferramenta de brunir possibilitou a manutenção de valores da taxa de remoção muito próximos do valor programado de $0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. Na mesma Figura, são apresentados os resultados correspondentes ao parâmetro de rugosidade R_z , medidos nos 15 corpos-de-prova. A rugosidade dos experimentos com óleo ou emulsão apresentou valores similares entre si, com um valor médio de $R_z=35,5 \pm 0,14\mu\text{m}$, para um intervalo de confiança de 95%⁵⁴.

A cada cinco corpos-de-prova brunidos, a ferramenta era desmontada, limpa e pesada para efetuar a determinação da taxa de desgaste dos segmentos abrasivos, ou seja, o valor de G. Os resultados de G obtidos para as condições B1 e B2 encontram-se na Figura 5.4. Enquanto o uso do óleo mineral como fluido de corte permitiu à ferramenta atingir uma relação de vida média $G=3009$, com emulsão obteve-se $G=2060$, ou seja, uma redução da ordem de 30% na vida da ferramenta.

De posse dos valores de G medidos, pode-se estimar a vida da ferramenta para uma situação prática. Tomando-se as mesmas dimensões de peça e ferramenta enunciados em 3.2.3, tem-se as seguintes premissas:

- ✓ Dimensões do cilindro: diâmetro=80mm, comprimento=150mm;

⁵³ Ver codificação de segmentos abrasivos de brunimento em 2.3.2.

⁵⁴ As inferências das médias através de intervalos de confiança realizadas no presente trabalho são sempre calculadas para um nível de confiança de 95%, e assim essa informação está, por muitas vezes, omitida.

- ✓ Sobrematerial no diâmetro a remover=0,5mm;
- ✓ Tempo de brunimento=30s;
- ✓ Ferramenta de brunir: número de segmentos abrasivos=8, largura dos segmentos=2mm, comprimento dos segmentos=80mm, altura útil dos segmentos=5mm.

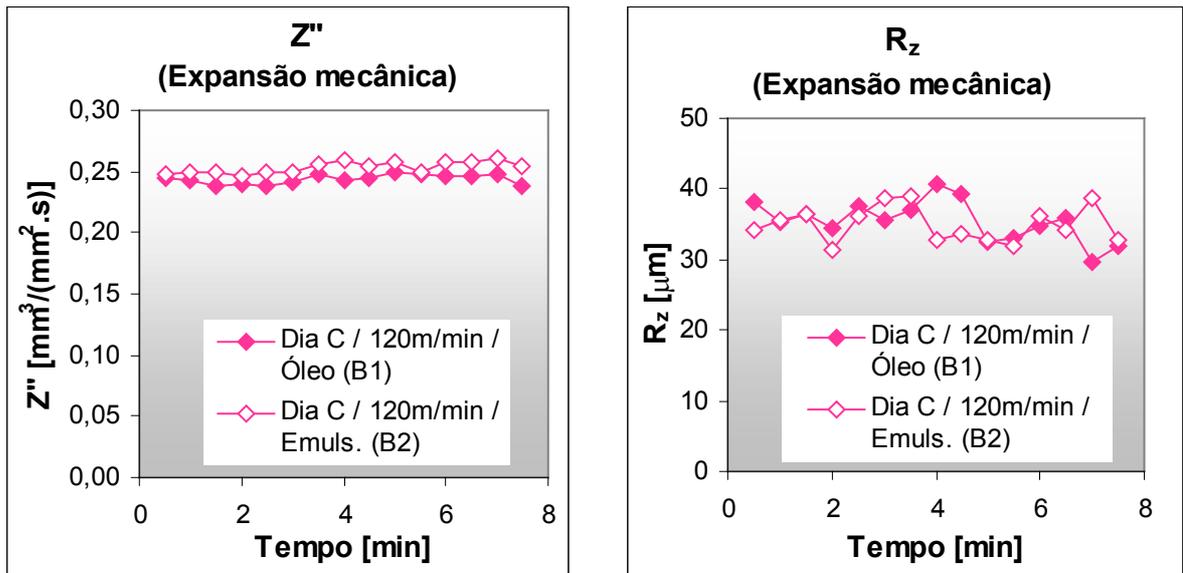


Figura 5.3 – Valores de Z'' e R_z obtidos ao longo do experimento com expansão mecânica da ferramenta de brunir. Ligante X, v_c=120m/min.

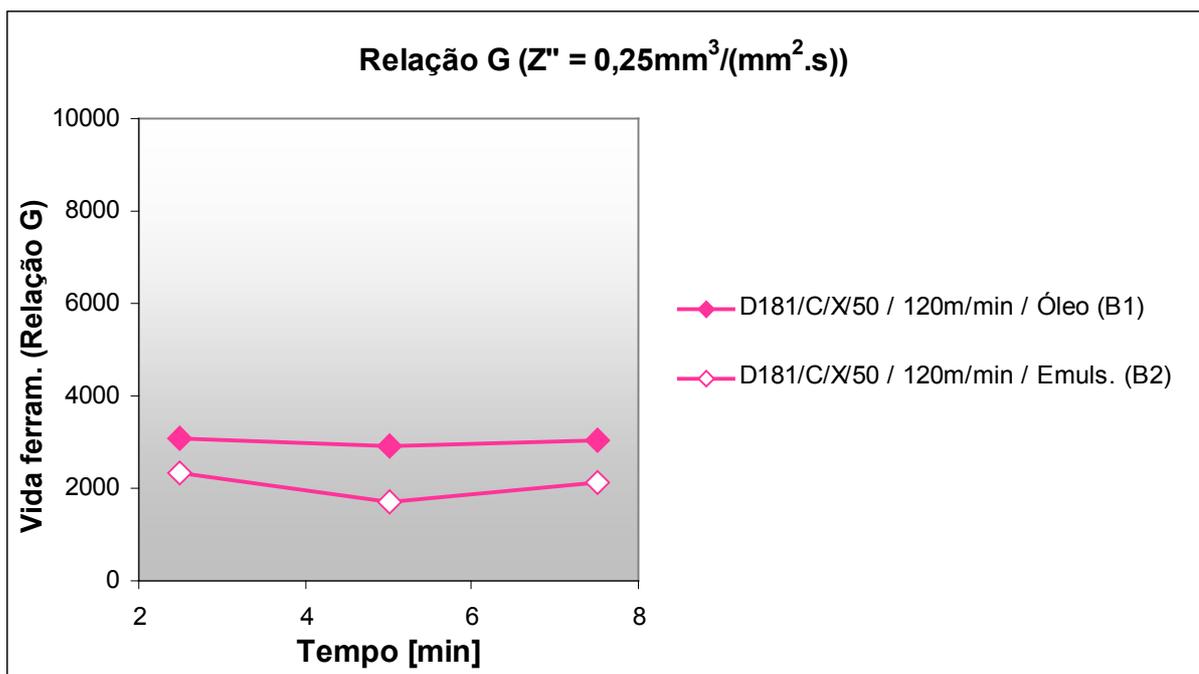


Figura 5.4 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/X/50, v_c=120m/min, óleo mineral (B1) e emulsão (B2).

As premissas expostas anteriormente conduzem a um valor calculado de $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. Convertendo os valores de G obtidos para uma vida de ferramenta expressa em número de cilindros brunidos, tem-se para a condição B1, com óleo mineral, uma vida de 2037 cilindros e para a condição B2, com emulsão, 1395 cilindros⁵⁵.

A análise dos segmentos abrasivos ao microscópio revelou um acentuado desgaste do ligante, caracterizado por uma erosão pronunciada, provocada pelo escoamento dos cavacos (Figura 5.5). A erosão acentuada do ligante propicia um desgaste mais rápido do segmento de brunir, uma vez que reduz a capacidade de sustentação dos grãos abrasivos, levando a uma baixa vida da ferramenta. Adicionalmente, a característica de menor resistência mecânica desse ligante contribui para uma força de sustentação do grão abrasivo bastante limitada. A observação da ferramenta ao microscópio também revelou uma significativa quantidade de diamantes arrancados. Em alguns casos, cavidades de diamantes arrancados se encontram próximas a regiões de intenso desgaste do ligante, indicando que sua erosão contribuiu no arrancamento do abrasivo (Figura 5.5(a)). Em outros casos, a cavidade resultante dos diamantes arrancados aparece em regiões com pouco desgaste do ligante, indicando que o ligante não dispõe de uma força de sustentação suficiente (Figura 5.5(b)).

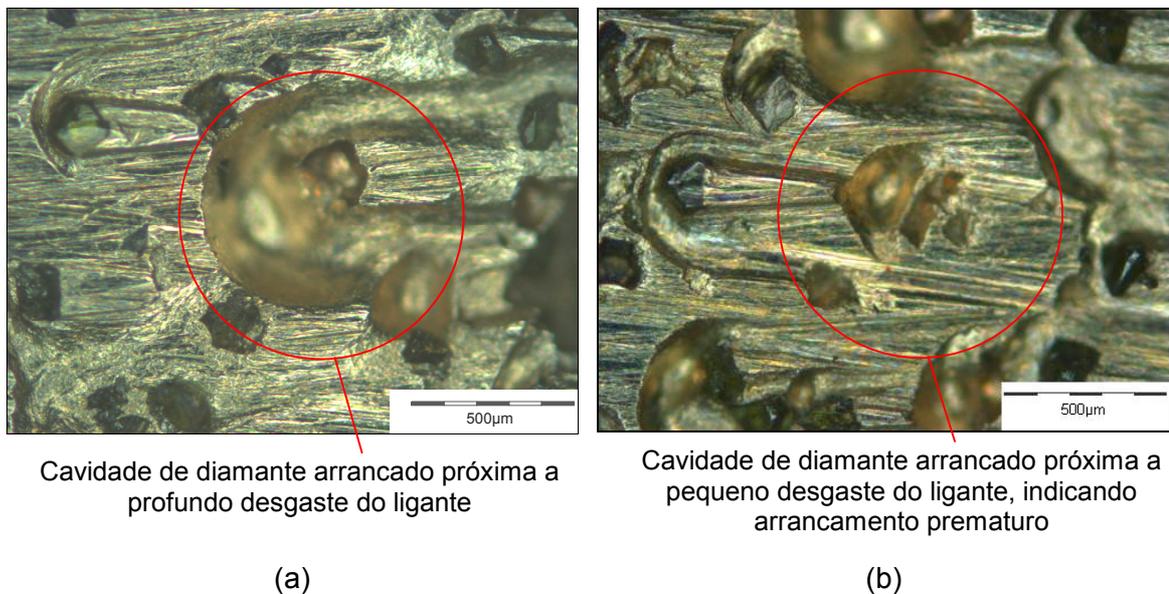


Figura 5.5 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/50, utilizados (a) com óleo mineral (B1) e com (b) emulsão (B2).

⁵⁵ O cálculo da vida da ferramenta a partir do resultado do experimento é válido, pois o mesmo foi realizado com a ferramenta em regime permanente de desgaste.

Fotos dos segmentos abrasivos, tiradas ao microscópio óptico com maior aumento, são apresentadas na Figura 5.6 (óleo mineral) e Figura 5.7 (emulsão). Diferentemente das observações realizadas nos experimentos na bancada experimental, bem como no experimento efetuado em brunidora sob expansão hidráulica (5.1), obteve-se nesse experimento a manutenção da capacidade de corte da ferramenta ao longo do tempo de brunimento, sem o cegamento progressivo dos grãos abrasivos. Assim como constatado na bancada experimental, os diamantes empregados com óleo mineral mostram um aspecto muito diferente em relação àqueles empregados com emulsão. Enquanto os primeiros apresentam caracteristicamente uma superfície plana de desgaste provocada pelo atrito do diamante com a peça, os utilizados com emulsão têm um aspecto bastante rugoso, demonstrando menor cegamento e predominância de microfraturas.

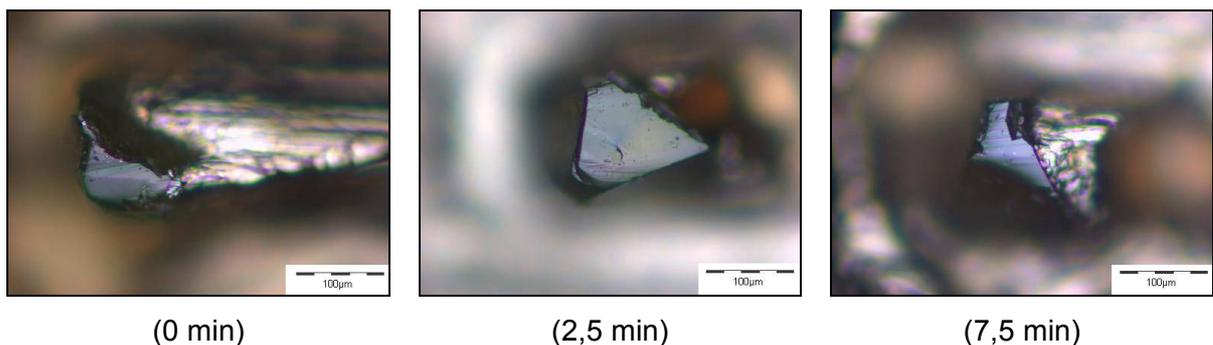


Figura 5.6 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/50, utilizados com óleo mineral (B1).

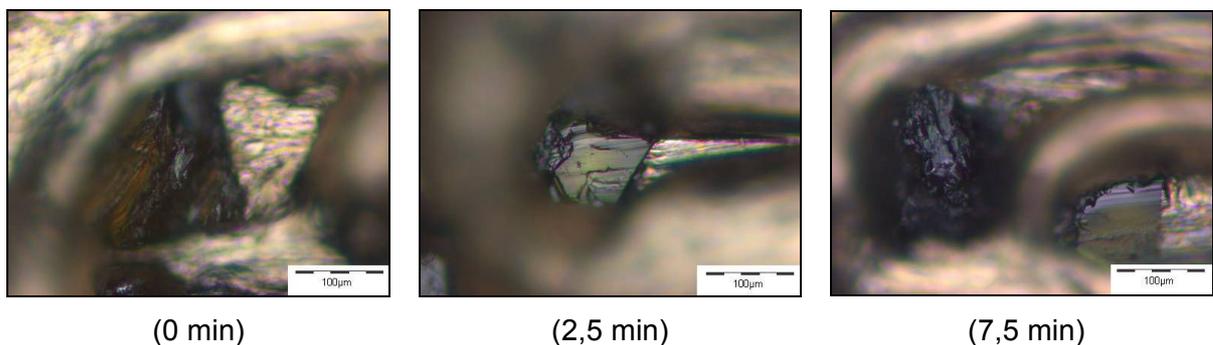


Figura 5.7 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/50, utilizados com emulsão (B2).

Conforme já discutido, a predominância das microfraturas do diamante é preferível por gerar uma contínua renovação da capacidade de corte da ferramenta de brunir, permitindo que o brunimento seja realizado com uma menor pressão de

contato. Contribui, porém, para um desgaste mais acentuado da ferramenta em relação aos abrasivos com cegamento, isto é, com superfície plana de desgaste. No brunimento de desbaste, no qual uma elevada vida de ferramenta é necessária, esse cegamento do diamante passa a ser prejudicial no momento em que impede que se atinja a taxa de remoção necessária, que exija uma elevada força de expansão de ferramenta, a ponto de comprometer a forma do cilindro devido aos efeitos do aquecimento e deformação elástica da peça, ou ainda que ocorra a uma taxa muito elevada, comprometendo a vida da ferramenta.

Comparando os resultados obtidos nesta pesquisa com os disponíveis na literatura de brunimento de desbaste de ferro fundido vermicular, cabe destacar que, logo nos primeiros ensaios realizados na Etapa 2, foram alcançados expressivos ganhos, tanto em taxa de remoção de material quanto em vida da ferramenta. Klink e Flores (2000), citados em 2.5.2, ao realizar o brunimento em peças com uma rugosidade R_z entre 15 e 20 μm , obtiveram uma vida de ferramenta de apenas 780 cilindros, empregando óleo mineral como fluido de corte. Por sua vez, logo nos primeiros experimentos com camisas de cilindro, realizados no presente trabalho, com o ligante do tipo X e óleo mineral como fluido de corte, obteve-se uma vida de 2037 cilindros (ou $G=3009$), portanto, uma vida de ferramenta 2,6 vezes maior, isto em corpos-de-prova com uma rugosidade R_z média inicial de $38,2\pm 0,3\mu\text{m}$, ou seja, em uma condição bem mais severa para o desgaste da ferramenta. Uma comparação direta do valor de G obtido por Klink e Flores (2000) não foi possível, pois tal valor não foi informado na publicação, assim como a espessura da camada abrasiva dos segmentos de brunir, impossibilitando seu cálculo. Para uma espessura hipotética de camada abrasiva de 5mm, o valor de G calculado seria de 398. Adicionalmente, tanto a taxa de remoção empregada por Klink e Flores (2000), que foi de $0,15\text{mm}^2/(\text{mm}^2.\text{s})$, quanto a remoção de material, que foi entre 0,3 e 0,4mm no diâmetro, constituem situações bem mais amenas do que aquelas empregadas nesta pesquisa, o que amplia ainda mais o ganho do presente trabalho em relação aos resultados obtidos por Klink e Flores (2000).

5.2.2 Ligante do tipo Y

Tendo como propósito melhorar a força de sustentação dos grãos abrasivos, empregou-se um segundo tipo de ligante, denominado Y. Este ligante apresenta

dureza superior ao tipo X e poderia representar uma alternativa na redução do desgaste da ferramenta.

Na Figura 5.8, são expostos os resultados dos valores de G vs. Z'' obtidos para os experimentos utilizando segmentos abrasivos com a especificação D181/C/Y/50, isto é, com o ligante do tipo Y, com velocidade de corte de 120m/min, empregando como fluidos de corte o óleo mineral (B3) e a emulsão (B4).

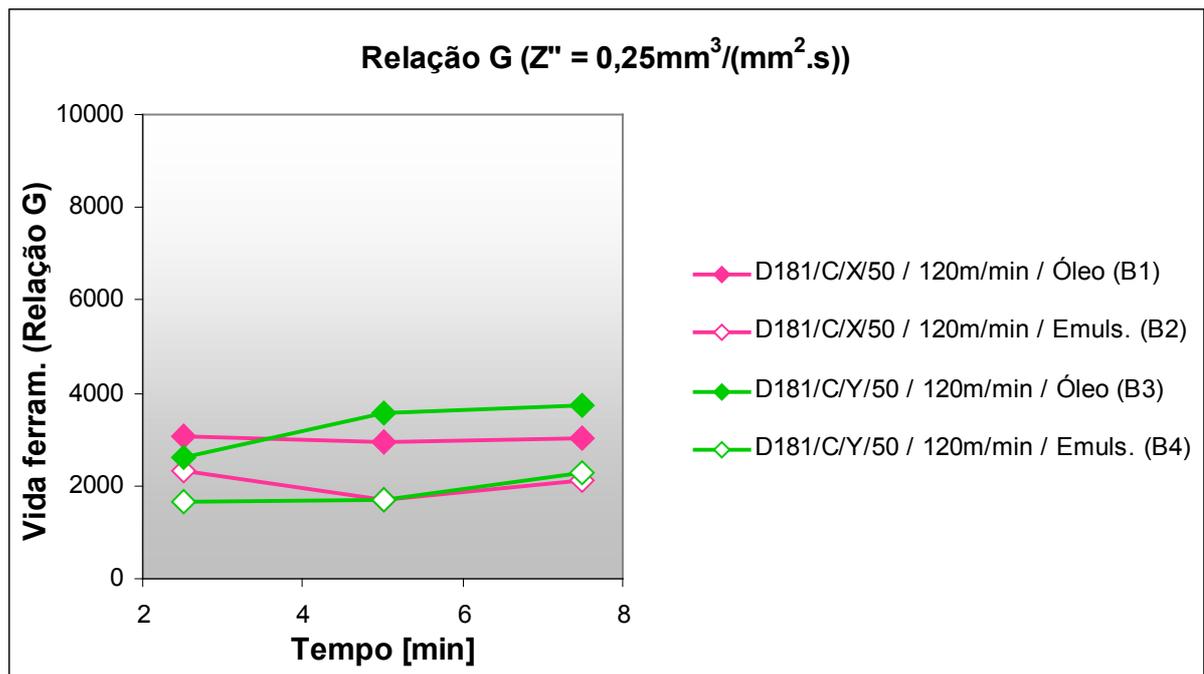


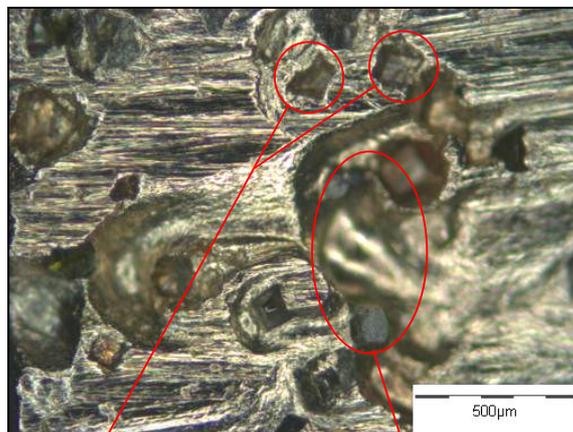
Figura 5.8 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/Y/50, $v_c=120\text{m/min}$, óleo mineral (B3) e emulsão (B4), comparados com os resultados de G das condições com ligante X (B1 e B2).

Os resultados obtidos mostram que a alteração do tipo de ligante, passando-se para uma condição de maior dureza e menor tenacidade, não implicou uma melhora na vida da ferramenta, quando comparada com a ferramenta de brunir com ligante X. Obteve-se um valor médio de $G=3303$, para o fluido de corte óleo mineral (B3), e um valor médio de $G=1877$, para a condição com emulsão (B4), que são resultados muito próximos daqueles obtidos com o ligante do tipo X. Análises de variância⁵⁶ com nível de confiança de 95% foram feitas a partir dos valores de G individuais de cada um dos segmentos abrasivos da ferramenta (6 segmentos) ao longo do experimento (3 medições), correspondendo a 18 valores de G para cada

⁵⁶ Análises de variância realizadas conforme método descrito por Montgomery, 2004. Cálculo feito por software Microsoft Excell definido por "Anova: fator único".

condição experimental. As análises estatísticas revelaram que não há diferenças significativas entre os valores de G obtidos com ligante X em relação aos obtidos com ligante Y, comparando-se as situações com mesmo tipo de fluido de corte. Novamente se verificou que o emprego de emulsão gerou um desgaste da ferramenta expressivamente maior em relação ao processo com óleo mineral, nesse caso da ordem de 45%. De acordo com a análise estatística realizada, a notável redução de vida de ferramenta com emulsão em relação ao óleo mineral é significativa para ambos os tipos de ligantes X e Y.

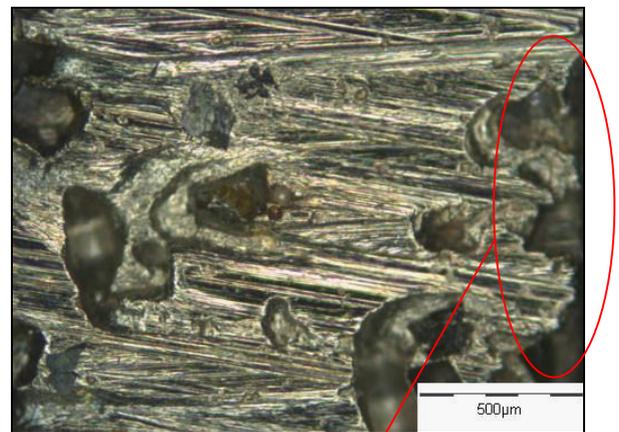
Observando-se os segmentos abrasivos de brunimento ao microscópio óptico (Figura 5.9), constata-se uma erosão bastante acentuada do ligante, acompanhado de grande proporção de grãos abrasivos arrancados, o que explica o fraco desempenho da ferramenta. Adicionalmente, a reduzida tenacidade do segmento abrasivo induziu a um intenso arrancamento de partículas de sua parte posterior (Figura 5.9(b)), região na qual o ligante é submetido a forças trativas. O intenso desgaste erosivo do ligante, bem como o arrancamento da parte posterior dos segmentos abrasivos, foram observados para ambas as condições de fluidos de corte testadas.



Grãos abrasivos
arrancados
prematuramente

Intenso desgaste
abrasivo do ligante

(a)



Arrancamento de partículas na
parte posterior dos segmentos
de brunir

(b)

Figura 5.9 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Y/50, utilizados (a) com óleo mineral e (b) com emulsão.

As fotos dos grãos abrasivos, apresentadas na Figura 5.10 (óleo mineral) e Figura 5.11 (emulsão), revelam um aspecto muito similar àquele observado para o

ligante tipo X. Os grãos abrasivos empregados com óleo mineral mostram uma maior tendência à formação de uma superfície plana de desgaste. Com emulsão, os diamantes apresentam-se mais rugosos, devido a microfaturas, sem superfícies planas e, portanto, com uma melhor capacidade de corte em relação aos segmentos de brunir utilizados com óleo mineral.

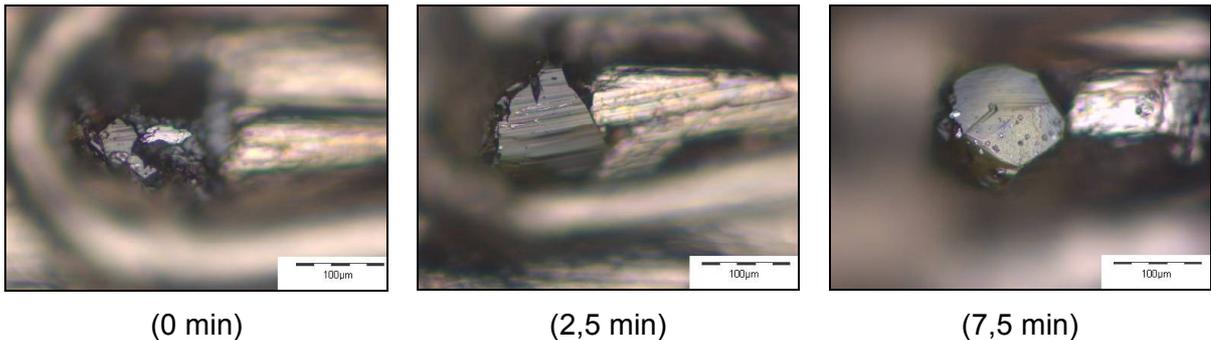


Figura 5.10 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Y/50, utilizados com óleo mineral (B3).

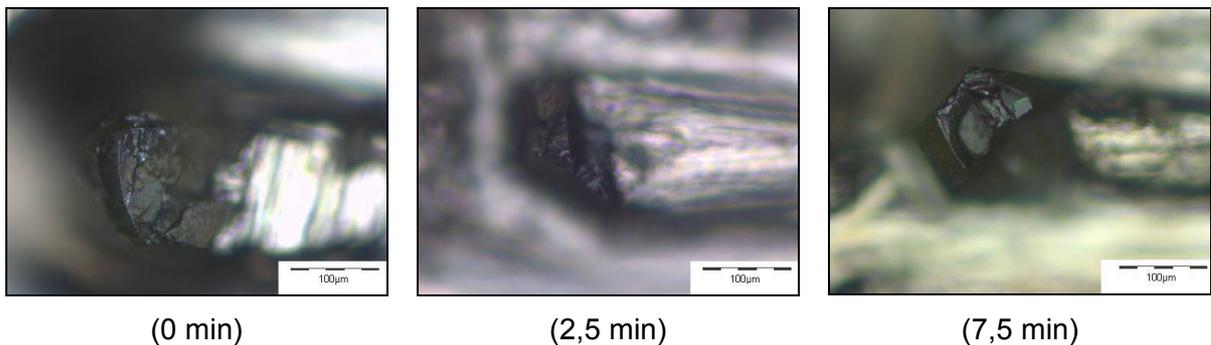


Figura 5.11 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Y/50, utilizados com emulsão (B4).

A rugosidade das peças manteve-se no mesmo nível do primeiro experimento, ou seja, em torno de $R_z=35\mu\text{m}$. Em análise de variância, não foram verificadas variações significativas do resultado de rugosidade R_z em função do tipo do fluido de corte empregado, bem como em função do tipo de ligante, X ou Y.

Com a utilização do ligante Y, procurou-se melhorar a condição de intenso desgaste do ligante, assim como melhorar a força de sustentação dos grãos abrasivos, em relação ao ligante X, inicialmente empregado. Entretanto, o ligante Y, apesar de possuir maior dureza, não apresentou o resultado esperado, principalmente devido a sua baixa tenacidade. Desse modo, procurou-se um terceiro

ligante que pudesse atender às necessidades do brunimento sob elevadas taxas de remoção, como descrito a seguir.

5.2.3 Ligante do tipo Z

Um terceiro tipo de ligante ainda foi utilizado nos segmentos abrasivos de brunimento, buscando uma maior capacidade de retenção dos grãos abrasivos, para um processo que, em razão da elevada taxa de remoção, caracteriza-se por uma elevada solicitação mecânica dos grãos abrasivos. Esse ligante, denominado Z, possui uma dureza similar ao tipo X, como citado em 3.2.4. Contudo, uma composição química diferenciada lhe confere uma tenacidade significativamente maior. Os resultados de G vs. Z'' obtidos para o ligante Z são mostrados na Figura 5.12, juntamente com aqueles obtidos com os demais ligantes.

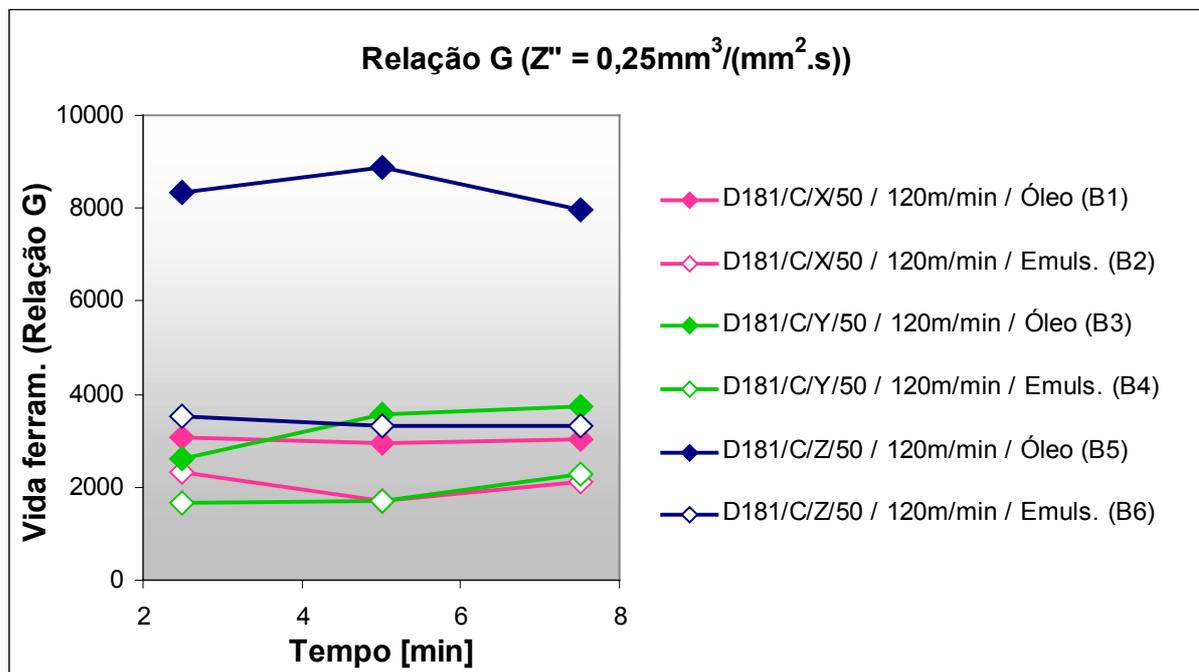


Figura 5.12 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/Z/50, $v_c=120\text{m/min}$, óleo mineral (B5) e emulsão (B6), comparados com os resultados de G das condições com ligante X (B1 e B2) e com ligante Y (B3 e B4).

Observa-se que o emprego desse ligante permitiu um significativo aumento da vida da ferramenta tanto para a condição com óleo mineral (B5) quanto para emulsão (B6). O valor de G médio, com emulsão, foi calculado em $G=4521$, ou o equivalente a 3060 cilindros. Esse valor, obtido com o emprego de emulsão, é

similar ao obtido com as ferramentas com ligantes X e Y, porém com óleo mineral. Comparando-se os resultados obtidos com o ligante Z com uma média dos resultados com os ligantes X e Y, todos empregados com emulsão, obteve-se um aumento da ordem de 130% na vida da ferramenta. Utilizando-se óleo mineral, o resultado superior do ligante tipo Z também foi evidente. A relação de vida foi calculada em $G=8384$, ou o equivalente a 5675 cilindros. Nesse caso, comparando-se com os resultados obtidos com ligantes X e Y, o ligante Z apresentou um acréscimo na vida da ferramenta de aproximadamente 80%. O referido resultado pode ser considerado muito positivo, pois contribui de modo fundamental para que o processo de brunimento de desbaste se torne atrativo quanto ao custo de ferramentas, bem como em termos de estabilidade do processo, uma vez que evita a necessidade de constantes intervenções para a troca dos segmentos abrasivos da ferramenta.

Estabelecendo-se novamente uma comparação com os resultados obtidos por Klink e Flores (2000), mencionados em 5.2.1, tem-se um aumento da vida da ferramenta de 780 para 5675 cilindros, o que representa um benefício de 630%.

A observação ao microscópio dos segmentos abrasivos com a especificação D181/C/Z/50, empregados com óleo mineral e emulsão (Figura 5.13), revela características significativamente diferentes em relação aos outros dois segmentos abrasivos, com ligantes X e Y. O ligante Z caracteriza-se por apresentar uma erosão muito menos pronunciada do ligante. Considerando-se que o ligante é a única variável, pode-se afirmar que o ligante Z é menos susceptível ao desgaste erosivo causado principalmente pelo escoamento de cavacos, em relação aos outros dois. Outra característica muito marcante desse ligante consiste na elevada capacidade de retenção dos grãos abrasivos. Ao microscópio se verificou ser rara a existência de cavidades indicando o arrancamento de grãos abrasivos. A erosão do ligante em menor profundidade, reduzindo o grau de exposição do grão abrasivo, também contribuiu para a retenção do abrasivo pelo ligante.

A redução de vida de ferramenta gerada pelo emprego de emulsão em relação ao óleo mineral, para o ligante Z, foi de 60%, significativamente maior do que a variação encontrada nos segmentos abrasivos com ligante X e Y, de 30 e 45%, respectivamente. O experimento com o ligante Z e emulsão foi realizado com uma ferramenta contendo apenas quatro segmentos de brunir, ao invés de seis, como nos demais experimentos. Tal necessidade se deu em função de uma limitação de

potência do equipamento, que não permitiu a realização do experimento com seis segmentos, para a condição B6. Para o emprego de 4 segmentos, realizou-se uma menor remoção de material, mantendo-se o valor de $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$. A melhor capacidade de lubrificação proporcionada pelo óleo mineral permitiu que os seis segmentos de brunir da ferramenta fossem mantidos para o experimento com ligante Z, sem superar o limite de potência do equipamento. Tal alteração não invalidou, entretanto, a qualidade do resultado do ensaio, que foi posteriormente comprovado com a repetição da mesma condição experimental em equipamento de maior porte, como será descrito em 5.5.

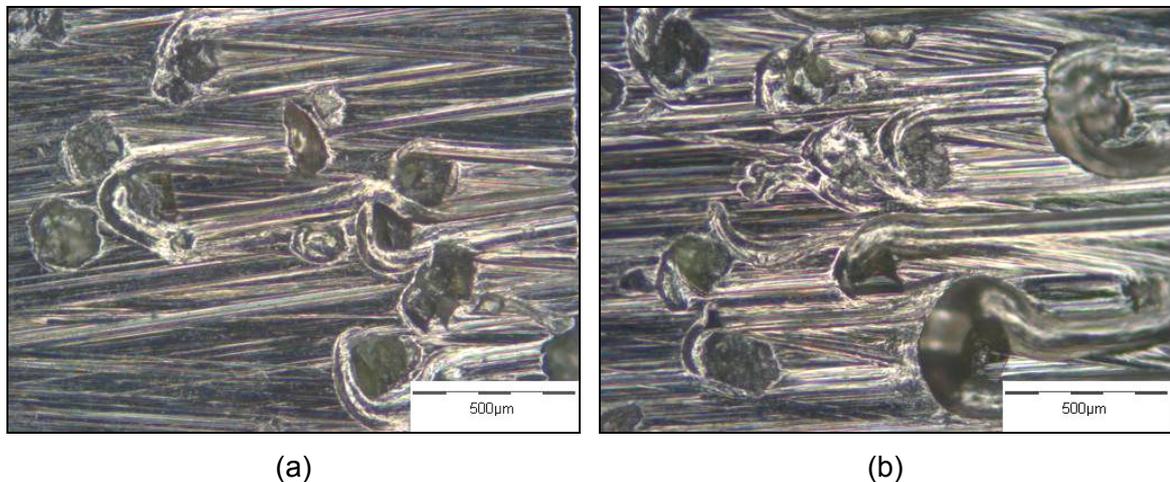


Figura 5.13 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados (a) com óleo mineral (B5) e (b) com emulsão (B6).

As micrografias representativas dos grãos abrasivos dos segmentos de brunir produzidos com o ligante Z são mostradas na Figura 5.14 (óleo mineral) e na Figura 5.15 (emulsão). Nesses segmentos abrasivos, também se nota a formação de superfícies de desgaste planas nos diamantes utilizados com óleo mineral, enquanto microfraturas e aspecto rugoso são observados nos diamantes empregados com emulsão. O bom desempenho quanto ao desgaste desse segmento abrasivo está relacionado a sua capacidade de retenção dos grãos abrasivos. Nos segmentos abrasivos com ligantes X e Y, observou-se uma grande proporção de diamantes arrancados. Já nos segmentos abrasivos com o ligante do tipo Z, raramente são vistas cavidades de um diamante arrancado, ou seja, o diamante permanece por mais tempo preso ao ligante e, assim, seu potencial de corte é mais bem utilizado. Adicionalmente, verifica-se uma significativa proporção de grãos abrasivos com

macrofraturas, quebrados ao nível do ligante. Isso significa que os grãos abrasivos que recebem maiores esforços durante o brunimento não são arrancados, mas são parcialmente quebrados, confirmando a elevada capacidade do ligante em reter os abrasivos, mesmo os que sofrem elevados esforços.

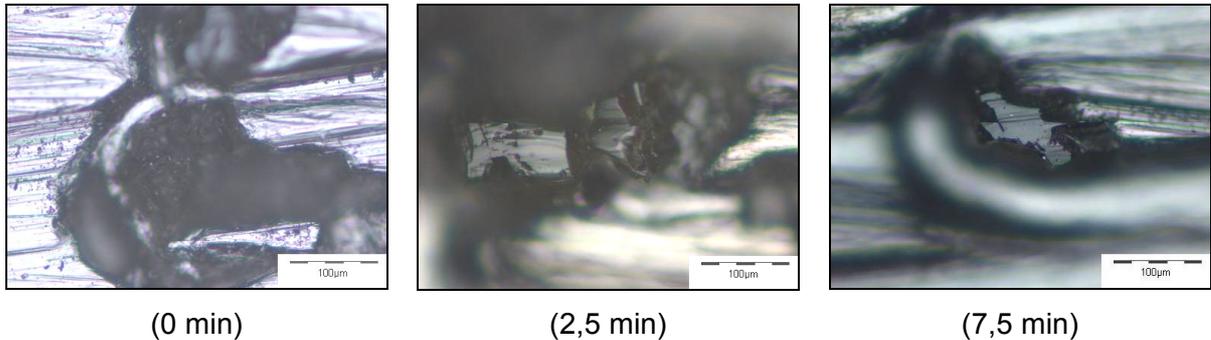


Figura 5.14 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados com óleo mineral (B5).

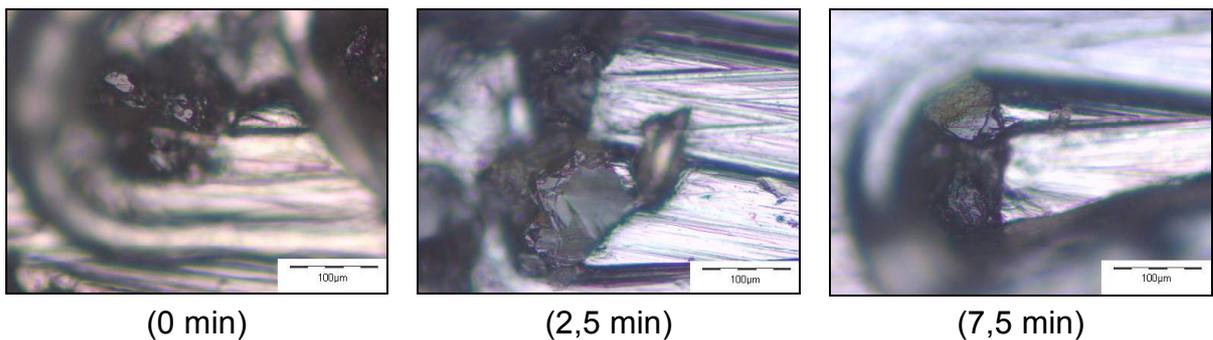


Figura 5.15 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados com emulsão (B6).

A caracterização dos segmentos abrasivos com ligante Z envolveu, ainda, a quantificação da pressão de contato (P_s) necessária para atingir a taxa de remoção específica de material $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, comparada com a pressão de contato medida para o ligante Y. Na Figura 5.16, são apresentados os valores da pressão de contato medidos indiretamente para experimentos, com ligantes Y e Z, empregando-se óleo mineral.

A notória característica de menor erosão do ligante implica uma menor exposição dos grãos de diamante e menor facilidade de arrancamento, acarretando uma menor capacidade de corte da ferramenta. Isso significa que uma maior força é necessária para expandir a ferramenta, a fim de se obter uma mesma taxa de remoção. Nesse caso, ocorre um contato mais intenso entre o ligante e a superfície

da peça, já que os grãos abrasivos possuem um menor grau de exposição. Como mostrado na Figura 5.16, para a obtenção de uma mesma taxa de remoção com o ligante Z, necessita-se de uma pressão de contato aproximadamente duas vezes maior, em relação ao ligante Y. O emprego do ligante Z implicaria, portanto, uma maior geração de calor do processo, o que é prejudicial na obtenção de um cilindro com características geométricas de circularidade, cilindridade e até mesmo de diâmetro em limites estreitos de tolerância. Desse modo, o melhor dos resultados obtidos até então, em termos de vida da ferramenta, poderia ter sua aplicação prática restringida pelo fato de gerar um aquecimento excessivo da peça e uma conseqüente variação dimensional não aceitável para o cilindro brunido.

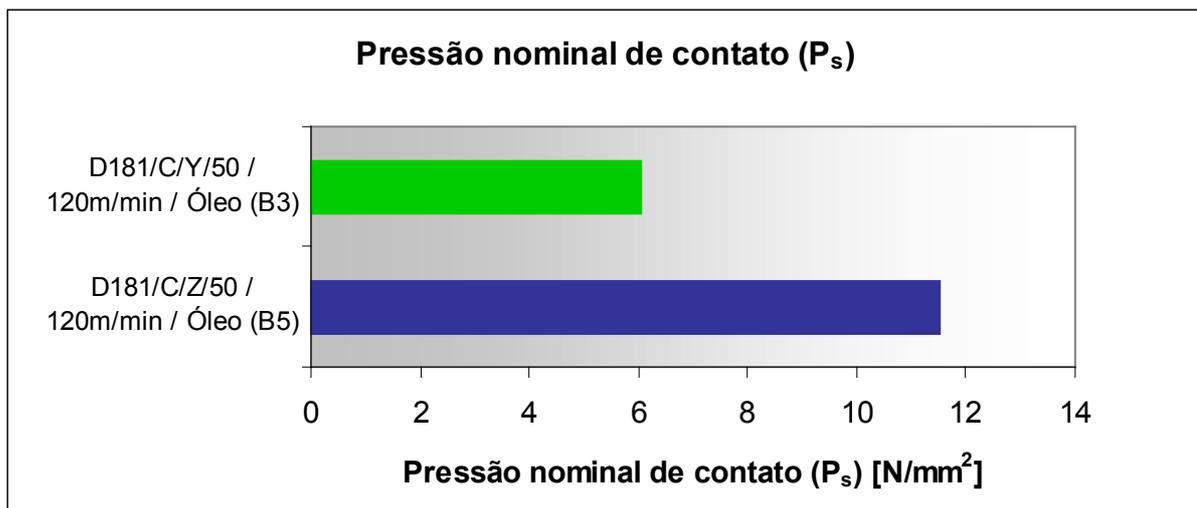


Figura 5.16 – Pressão de contato entre o segmento abrasivo de brunimento e a superfície da peça (experimentos realizados na brunidora VS-10 80).

Para a caracterização dos três tipos de segmentos de brunir empregados, também foram feitas medições de rugosidade da peça ao longo dos experimentos. Realizou-se a medição dos parâmetros de rugosidade R_a , R_z e R_t . Os resultados encontram-se sumarizados na Tabela 5.1, na qual os valores médios são apresentados juntamente com um intervalo de confiança para o nível de confiabilidade de 95%. O teste de análise de variância aplicado aos resultados demonstra que não houve variações significativas entre os resultados. Os resultados de R_z obtidos também são apresentados graficamente na Figura 5.17.

As medições do parâmetro R_z apontam valores em torno de $35\mu m$, o que é um valor considerado elevado para uma operação de brunimento de cilindros em

desbaste, pois isso implica uma sobrecarga da etapa subsequente de brunimento, o brunimento de base, com uma necessidade de remoção de material excessiva.

Tabela 5.1 – Resultados médios de rugosidade obtidos à $v_c=120\text{m/min}$.

Condição	Segmento abrasivo de brunimento	Fluido de corte	Valor médio de rugosidade (confiabilidade 95%)		
			R_a [μm]	R_z [μm]	R_t [μm]
B1	D181/C/X/50	Óleo mineral	$4,6\pm 0,1$	$35,5\pm 1,6$	$45,3\pm 3,1$
B2	D181/C/X/50	Emulsão	$4,7\pm 0,2$	$34,9\pm 1,4$	$43,8\pm 2,3$
B3	D181/C/Y/50	Óleo mineral	$4,9\pm 0,1$	$35,2\pm 1,3$	$45,0\pm 2,1$
B4	D181/C/Y/50	Emulsão	$4,8\pm 0,1$	$35,3\pm 1,3$	$44,7\pm 2,7$
B5	D181/C/Z/50	Óleo mineral	$4,4\pm 0,1$	$33,3\pm 1,2$	$41,9\pm 1,7$
B6	D181/C/Z/50	Emulsão	$4,6\pm 0,1$	$34,3\pm 2,0$	$44,7\pm 2,0$

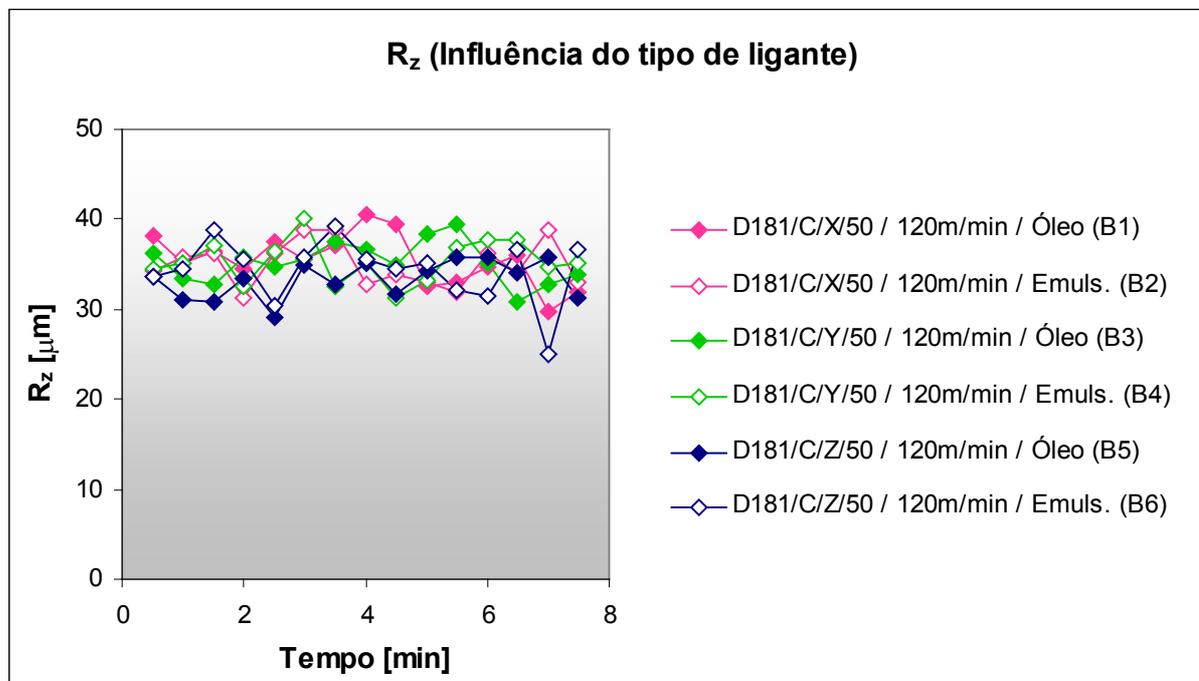


Figura 5.17 – Resultados de R_z obtidos em condições com diferentes tipos de ligantes e fluidos de corte.

Dos experimentos realizados até então, pode-se concluir que o ligante Z se mostrou mais adequado, propiciando elevada vida da ferramenta. Os segmentos de brunir com o ligante Z necessitam, porém, de uma maior pressão de contato, o que gera maior aquecimento e deformação do cilindro. Por essa razão, o emprego de emulsão como fluido de corte seria mais recomendado, o que implica, entretanto, uma significativa redução na vida da ferramenta. Com a finalidade de superar essas limitações, até então identificadas, novas alternativas para o brunimento de desbaste

foram pesquisadas, como será descrito na seqüência.

5.3 Efeito da concentração de abrasivos da ferramenta

Como já reportado anteriormente, um segmento abrasivo de brunir é definido pelas características de tamanho do grão do abrasivo, tipo de abrasivo, tipo de ligante, concentração do abrasivo e dimensões. O tipo de abrasivo foi estudado nos experimentos em bancada experimental e o tipo de ligante nos ensaios em brunidora. Um terceiro parâmetro com um potencial importante para contribuir no desempenho da ferramenta é a sua concentração de abrasivos. A influência desse parâmetro foi avaliada em um único experimento comparativo, também realizado na brunidora vertical, utilizando camisas de cilindro.

Como descrito na seção 3, para esse experimento foram produzidos segmentos abrasivos com uma maior concentração de diamantes, passando-a de 50 para 75. A fim de manter a boa capacidade de corte da ferramenta e evitar um aumento excessivo da pressão de contato (P_s), empregou-se o ligante X, de menor dureza. O experimento foi realizado seguindo os mesmos padrões dos demais. O ganho de vida da ferramenta obtido a partir do aumento da concentração de abrasivos pode ser visualizado no gráfico da Figura 5.18, no qual os resultados são comparados para a condição com mesmo ligante, com concentração 50. Na condição B9, em que se empregou óleo mineral, obteve-se uma relação de vida média $G=4670$, ou 3171 cilindros. Comparando-se com a concentração 50 (B1), obteve-se um aumento de 36%. E para a condição experimental com o uso de emulsão como fluido de corte (B10), obteve-se $G=3615$, ou o equivalente a 2447 cilindros, o que representou um aumento de 43% em relação à concentração 50 (B2). De modo similar ao observado em todos os demais experimentos com diamante do tipo C, inclusive os da Etapa 1, o uso de emulsão implicou uma significativa redução na vida da ferramenta em relação ao uso de óleo mineral, que no caso dos segmentos abrasivos com concentração 75, foi uma redução da ordem de 23%.

A análise dos segmentos abrasivos com concentração 75 ao microscópio óptico (Figura 5.19) revela uma clara diferença no número de grãos de diamantes por área, em relação aos segmentos com concentração 50. Pode-se notar, ainda,

que existe uma grande proporção de grãos abrasivos arrancados prematuramente, devido à baixa força de sustentação propiciada pelo ligante associada ao espaço insuficiente para o escoamento de elevado volume de cavacos.

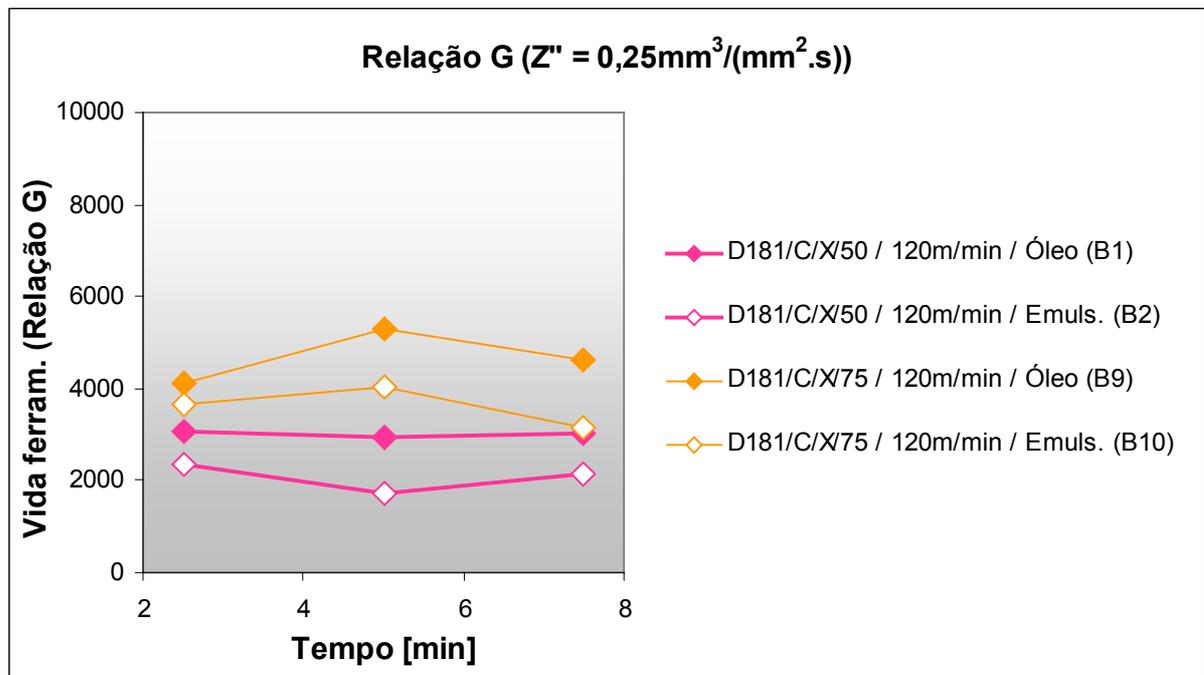


Figura 5.18 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/X/75, $v_c=120\text{m/min}$, óleo mineral (B9) e emulsão (B10), comparadas com D181/C/X/50 (B1 e B2).

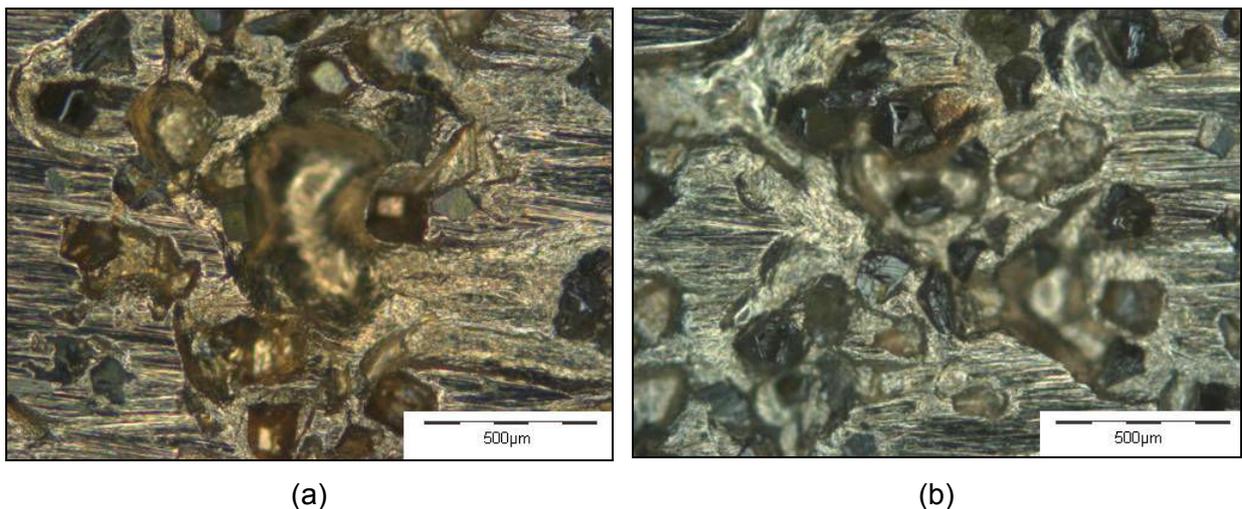


Figura 5.19 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/75, utilizados (a) com óleo mineral e (b) com emulsão.

Nas Figuras 5.20 e 5.21 são apresentadas micrografias representativas dos grãos de diamante, tanto para o experimento realizado com óleo mineral quanto para emulsão. Do mesmo modo que em outros experimentos, verifica-se uma maior

tendência à geração de um desgaste plano nos grãos de diamante utilizados com óleo mineral, em relação à condição com emulsão. Constata-se, também, que os diamantes de ambas as condições experimentais, com óleo mineral e emulsão (B9 e B10), mostram uma maior tendência à geração de superfície plana de desgaste, quando comparados com as condições equivalentes, à concentração 50 (B1 e B2), exibidas nas Figuras 5.6 e 5.7, página 183. Tal comportamento está associado a um menor carregamento por grão a que os diamantes dos segmentos com concentração 75 estão submetidos. Nessas condições experimentais, até mesmo os diamantes empregados com emulsão apresentam significativo cegamento.

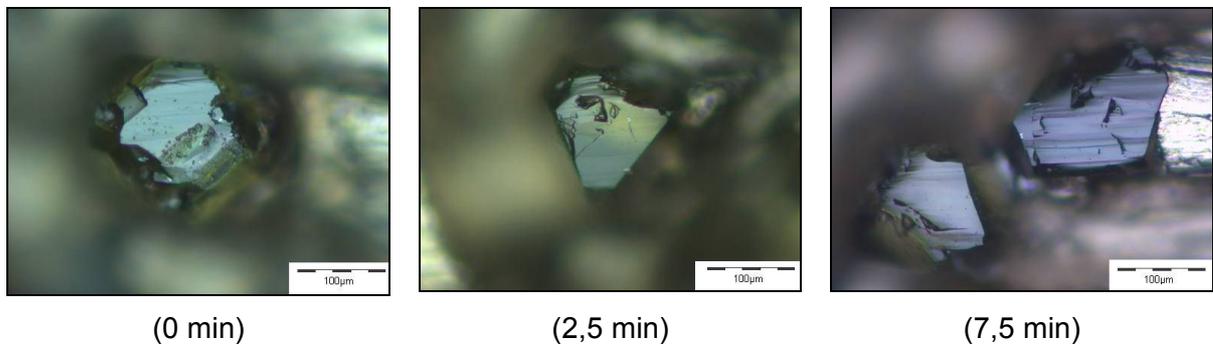


Figura 5.20 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/75, utilizados com óleo mineral (B9).

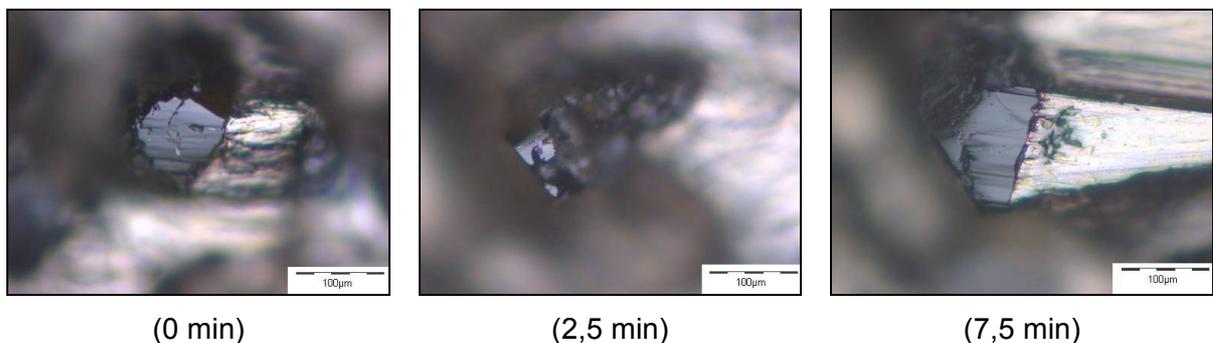


Figura 5.21 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/X/75, utilizados com emulsão (B10).

Como resultado do mecanismo de desgaste da ferramenta, um maior cegamento dos grãos abrasivos implica um aumento na pressão de contato (P_s). Para a condição com óleo mineral e concentração 75 (B9), obteve-se uma pressão de contato $P_s=9,5\text{N/mm}^2$, enquanto para a condição com emulsão e mesma concentração de diamantes (B10), a pressão medida foi de $P_s=11\text{N/mm}^2$. Tais valores aproximam-se dos elevados valores obtidos para a condição com ligante Z,

de $P_s=12,5\text{N/mm}^2$ para ambas as condições de óleo mineral e emulsão, ao passo que difere significativamente da condição com ligante Y, com $P_s=6\text{N/mm}^2$ e $P_s=4,5\text{N/mm}^2$ para as condições com óleo mineral e emulsão, respectivamente. A elevada pressão de contato observada para os segmentos de brunir com concentração 75 deve-se à concentração de abrasivos, que aumenta a área real de contato entre ferramenta e peça, bem como pela condição de cegamento dos grãos de diamante. A elevada pressão de contato depõe contra o bom desempenho dessa ferramenta de brunir em sua aplicação, contribuindo para uma maior geração de deformação térmica e elástica dos cilindros.

Um ponto positivo, entretanto, quanto ao aumento da concentração de diamantes nos segmentos abrasivos, consiste no resultado obtido de rugosidade da peça. A Figura 5.22 ilustra os resultados de rugosidade R_z obtidos na condição com maior concentração, comparando-os com a condição similar, porém com concentração 50. O valor médio aproximado de rugosidade R_z para a condição com concentração 50 foi de $R_z=35\mu\text{m}$. Já para a concentração 75, obteve-se uma redução desejável na rugosidade média para $R_z=31\mu\text{m}$, ou 13%. Aplicando-se a análise de variância, confirma-se que a redução de rugosidade da peça alcançada pelo aumento da concentração é significativa.

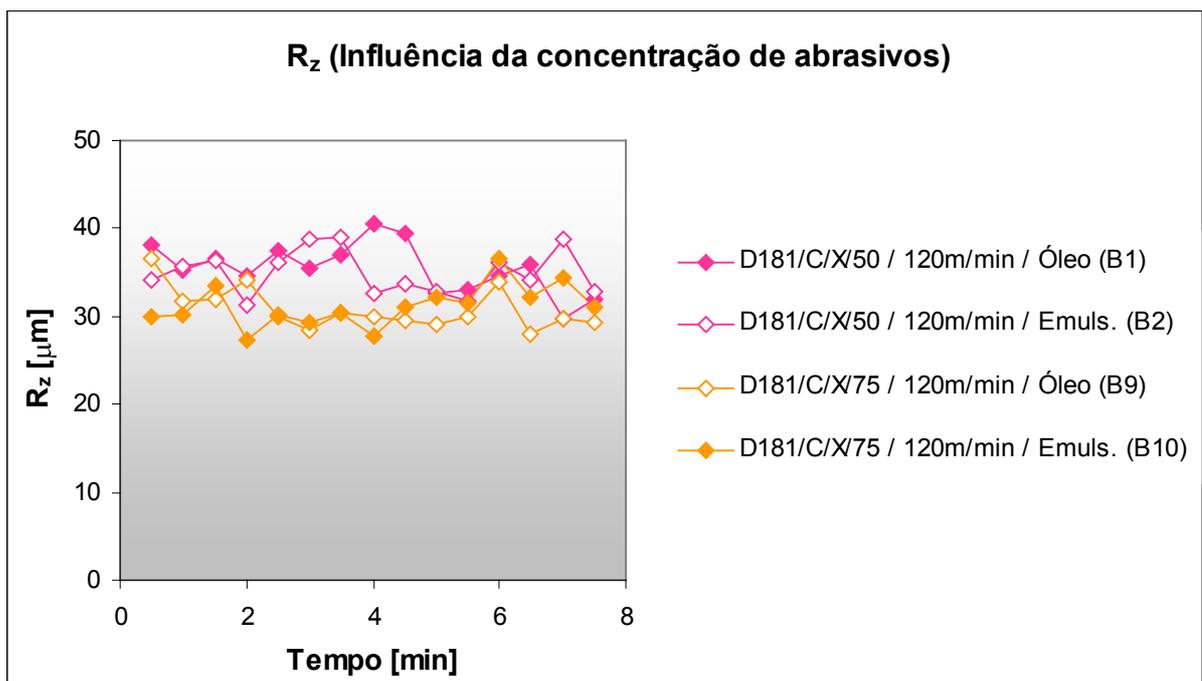


Figura 5.22 – Influência da concentração de abrasivos na rugosidade da peça.

Os resultados dos experimentos com maior concentração de abrasivos apresentaram um aumento de vida da ferramenta em relação à concentração 50 para o mesmo tipo de ligante, porém, os resultados são ainda inferiores aos obtidos até então com o ligante Z. A elevada pressão de contato, observada nos segmentos abrasivos com concentração 75, indicam que o emprego de um ligante mais tenaz, como o ligante Z, implicaria aquecimento e deformação excessivos do cilindro brunido. Melhores alternativas foram buscadas com a alteração do tipo de diamante e com o aumento da velocidade de corte, como descrito a seguir.

5.4 Influência do tipo de diamante

Como já mencionado, a questão do tipo de diamante está associada a uma maior ou menor friabilidade. Na primeira etapa experimental, na bancada de testes, foram realizados muitos experimentos com o diamante do tipo D, sendo ao final comparado com o tipo C, que apresentou melhores resultados e foi selecionado para os experimentos seguintes, em brunidoras verticais. Com a finalidade de se comprovar o desempenho superior do diamante do tipo C, também em um processo mais próximo da aplicação real, realizou-se um experimento comparativo na brunidora vertical. A avaliação foi feita entre segmentos de brunir com as especificações D181/C/Z/50 (B6) e D181/D/Z/50 (B11), ambos empregados à velocidade de corte $v_c=120\text{m/min}$, com o uso de emulsão como fluido de corte. Dada a limitação de potência do equipamento de brunir, ambos os experimentos foram realizados com ferramentas de quatro segmentos de brunir, ajustando-se a remoção de material para $Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$.

A comparação do resultado de vida encontra-se na Figura 5.23, em que se verifica uma significativa diferença a favor do diamante do tipo C, comprovando as constatações realizadas previamente, em bancada experimental.

A macrografia do segmento de brunir com diamante do tipo D é apresentada na Figura 5.24(b), na qual se pode compará-la com o diamante tipo C, na Figura 5.24(a). O aspecto dos segmentos abrasivos se mostra bastante similar.

Micrografias dos grãos abrasivos dos segmentos de brunir com diamante do tipo D são exibidas na Figura 5.25. Observou-se que a ferramenta com diamantes do tipo D apresentou uma significativa proporção de grãos abrasivos rompidos próximo

ao nível do ligante, portanto, não utilizando plenamente seu potencial, através da quebra contínua de pequenas porções. O diamante do tipo C (Figura 5.13, página 190) também apresentou esse tipo de comportamento, contudo em uma menor proporção.

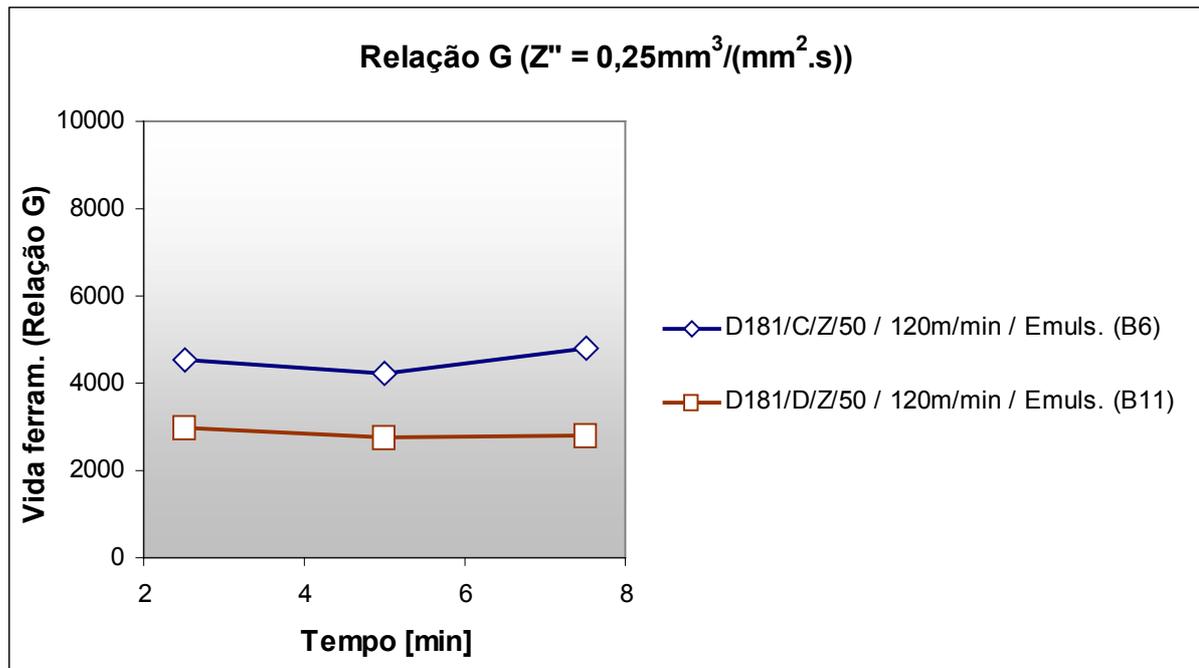


Figura 5.23 – Diamante C vs. Diamante D ($v_c=120\text{m/min}$, emulsão).

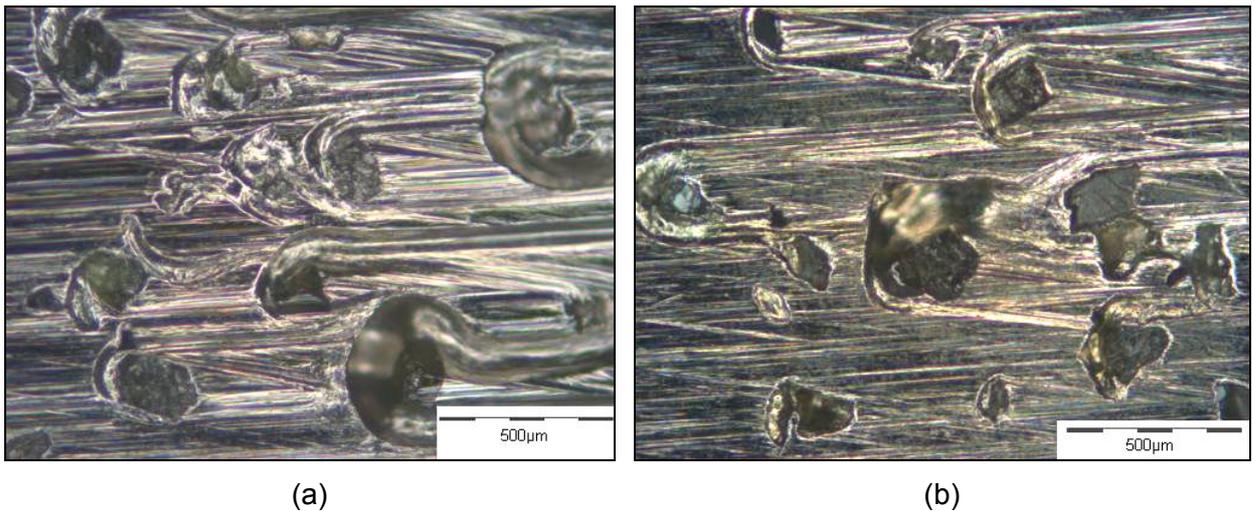


Figura 5.24 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento (a) com diamante C (B6) e (b) com diamante D (B11), empregados com emulsão e $v_c=120\text{m/min}$.

A comparação entre os diamantes dos tipos C e D comprovou, também na Etapa 2, a superioridade do diamante C, com o qual foram realizados todos os

demaís experimentos da Etapa 2, não ficando evidente qualquer possibilidade de melhoria de desempenho com a substituição do tipo de abrasivo.

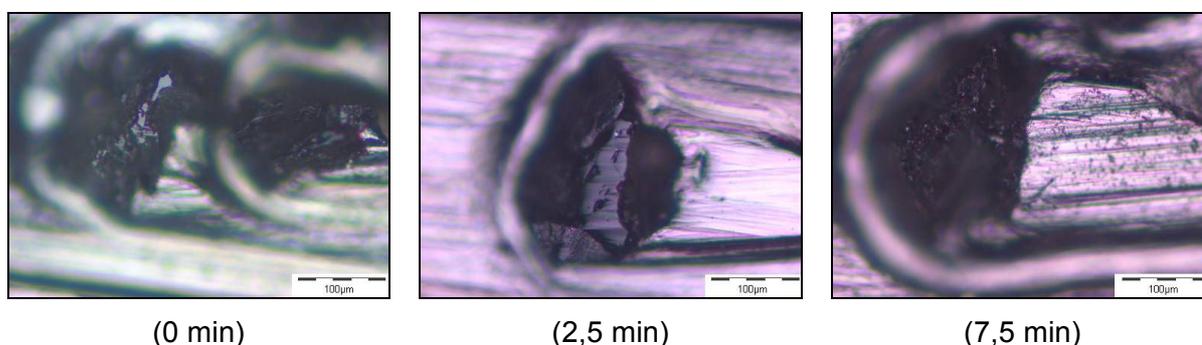


Figura 5.25 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/D/Z/50, utilizados com emulsão (B11).

Por outro lado, na Etapa 1, elevadas velocidades de corte haviam propiciado excelente desempenho aos segmentos de brunir. Em virtude de uma limitação da brunidora empregada até então, no que tange ao seu limite máximo de rotação, somente velocidades de corte de até 120m/min foram alcançadas. Em razão do potencial positivo identificado com velocidades de corte ainda maiores, velocidades superiores a essa foram testadas utilizando uma segunda brunidora vertical, como descrito na seqüência.

5.5 Resultados com maiores velocidades de corte

Tendo em vista os bons resultados de taxa de remoção, vida da ferramenta e rugosidade da peça obtidos com brunimento em alta velocidade de corte em bancada de testes, experimentos com elevada velocidade também foram realizados em uma brunidora vertical, utilizando as camisas de cilindro como corpos-de-prova.

Nesses experimentos, foram empregados segmentos abrasivos de brunimento com especificação D181/C/Z/50⁵⁷ com velocidade de corte $v_c=250\text{m/min}$, utilizando óleo mineral (B7) ou emulsão (B8) como fluidos de corte.

Os experimentos nos quais se empregou a velocidade de corte $v_c=120\text{m/min}$ citados até aqui foram realizados na brunidora modelo VS-10 80, a qual não permite

⁵⁷ Segmentos de brunir com a mesma especificação também foram utilizados nos experimentos denominados B5 e B6, com $v_c=120\text{m/min}$.

atingir a rotação necessária para maiores velocidades, para a ferramenta de diâmetro 80mm. Os experimentos com $v_c=250\text{m/min}$ foram feitos em uma segunda brunidora, modelo VS8-60 SV-NC. Para permitir uma comparação direta entre resultados obtidos a 120m/min com os resultados a 250m/min, optou-se por repetir os experimentos B5 e B6 na segunda brunidora.

Os ensaios de brunimento a serem apresentados deste ponto em diante, sejam da Etapa 2 ou 3, foram conduzidos na mesma brunidora, modelo VS8-60 SV-NC. Os resultados de vida das ferramentas estão expostos na Figura 5.26.

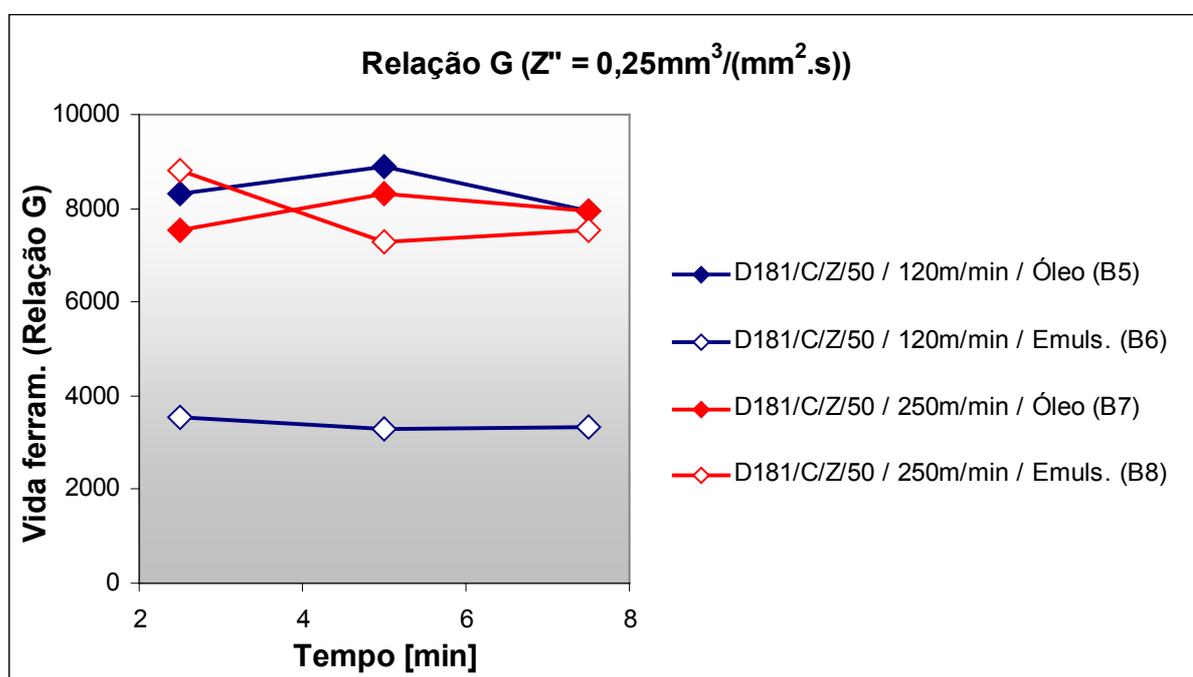


Figura 5.26 – Valores de G obtidos para as condições D181/C/Z/50 para $v_c=120\text{m/min}$ e 250m/min , com emprego de óleo mineral e emulsão, na brunidora VS8-60 SV-NC.

Baseando-se nos resultados obtidos na bancada experimental, onde se obteve um expressivo aumento da vida da ferramenta com o emprego de elevadas velocidades de corte, esperava-se um aumento significativo na vida da ferramenta empregada à velocidade de corte $v_c=250\text{m/min}$ com óleo mineral, também em camisas de cilindro. No entanto, o resultado à velocidade elevada não apresentou ganhos de vida em relação aos experimentos a 120m/min. Na velocidade de corte $v_c=250\text{m/min}$ (B7), atingiu-se o valor médio de $G=7313$, ou 4950 cilindros, que é até mesmo menor do que o resultado alcançado a 120m/min ($G=8391$, ou seja, 5680 cilindros). Para o brunimento com óleo mineral, o aumento da velocidade de corte

não se refletiu, por conseguinte, em qualquer ganho em termos de vida de ferramenta, representando uma pequena redução não significativa sob análise estatística.

Nos experimentos em que se empregou emulsão como fluido de corte, na velocidade de corte $v_c=250\text{m/min}$ (B8), o valor médio da relação de vida obtida foi de $G=7881$, equivalente a 5335 cilindros. Comparando-se esse resultado com o que havia sido alcançado a 120m/min ($G=3388$, ou 2293 cilindros), verifica-se um significativo aumento da vida da ferramenta, da ordem de 130%, o que consiste em um resultado muito positivo, e até mesmo surpreendente, uma vez que tal aumento ocorreu com o uso da emulsão, mas não com o uso do óleo mineral.

Essas constatações podem ser melhor entendidas a partir de estudos realizados por Saljé e von See (1987) que, em bancadas de testes de brunimento (ver 2.3.10.2), empregando elevadas velocidades de corte, identificaram a perda das propriedades do fluido de corte, no caso óleo integral de brunimento, em função do aumento da temperatura de trabalho. O óleo empregado continha componentes que perdiam as propriedades lubrificantes em temperaturas entre 100 e 150°C , causando a soldagem do segmento de brunir à peça. Medições de temperatura da região de contato entre o segmento abrasivo e a peça revelaram atingir temperaturas dessa ordem (SALJÉ; von SEE, 1987). No presente trabalho, no experimento em 250m/min com óleo mineral (B7), o aumento de temperatura do fluido de corte e a conseqüente degradação de suas propriedades podem ter sido um fator preponderante na limitação dos ganhos de vida da ferramenta, uma vez que se esperava uma significativa melhora com o aumento da velocidade de corte de 120 para 250m/min , o que não ocorreu. Na bancada experimental, sob uma condição possivelmente de menor geração e maior dissipação de calor, tal efeito não foi tão influente. Já para o fluido de corte emulsão, menores temperaturas teriam permitido que o efeito positivo do aumento da velocidade de corte fosse traduzido em melhoria na vida da ferramenta, atingindo valores similares àqueles obtidos com óleo mineral.

O grande aumento na vida da ferramenta obtido sob elevadas velocidades de corte, o qual se dá de forma diferenciada em função do tipo de fluido de corte empregado, se mostra como um campo merecedor de uma pesquisa específica, o que foge ao objetivo principal desta tese.

A observação dos segmentos abrasivos ao microscópio, exemplificada pelas macrografias da Figura 5.27, revela claramente que, à $v_c=250\text{m/min}$, a erosão no

ligante, causada principalmente pelo escoamento de cavacos, é mais pronunciada do que à $v_c=120\text{m/min}$ (Figura 5.13, página 190). Tal característica, porém, não implicou um significativo desprendimento dos grãos abrasivos do ligante. Um efeito positivo de uma erosão mais pronunciada no ligante seria o de reduzir a área de contato real entre o ligante e a peça, atuando para uma redução na pressão de contato.

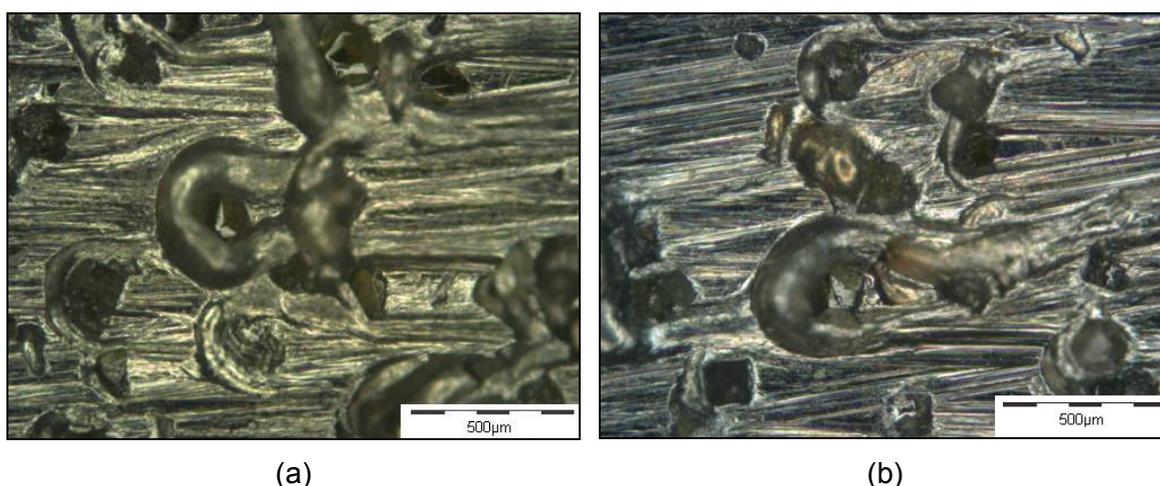


Figura 5.27 – Aspecto macroscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados à $v_c=250\text{m/min}$, (a) com óleo mineral e (b) com emulsão.

Nas Figuras 5.28 e 5.29, são apresentadas micrografias dos grãos abrasivos dos segmentos de brunir utilizados à velocidade de corte de 250m/min . Naqueles empregados com óleo mineral, nota-se uma significativa tendência ao cegamento dos grãos abrasivos. Comparando-se essas micrografias com as destacadas na Figura 5.10 (página 187), empregadas à $v_c=120\text{m/min}$, pode-se afirmar que a maior velocidade de corte implicou uma maior tendência ao desgaste plano dos diamantes, na situação com óleo mineral. Já o emprego de emulsão, assim como nos demais experimentos, gerou nos grãos abrasivos um comportamento de desgaste bastante diferenciado em relação ao óleo mineral, gerando microlascamentos e aspecto rugoso. Mesmo na condição com $v_c=250\text{m/min}$, são preponderantes os diamantes com microlascamentos em relação àqueles com desgaste plano, sendo um comportamento bastante similar ao observado a 120m/min (Figura 5.15, página 191). Na Figura 5.29 (2,5min), pode-se verificar que mesmo um diamante com desgaste plano apresenta a sua frente um gume com melhor capacidade de corte, em relação aos abrasivos utilizados com óleo mineral (Figura 5.28), que apresentam

gumes mais arredondados. Tal característica implicaria uma melhor capacidade de corte, ou seja, a necessidade de uma menor pressão de contato para uma determinada taxa de remoção.

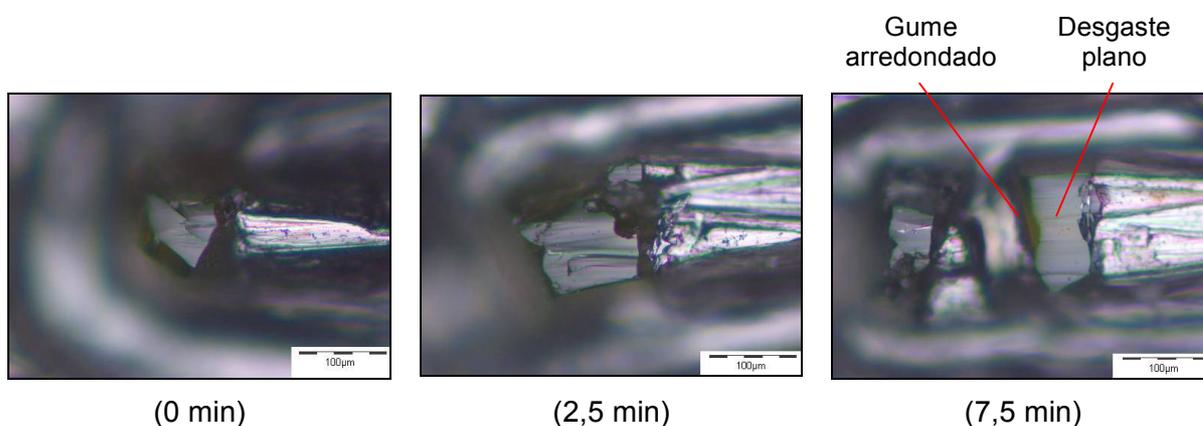


Figura 5.28 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados com óleo mineral (B7).

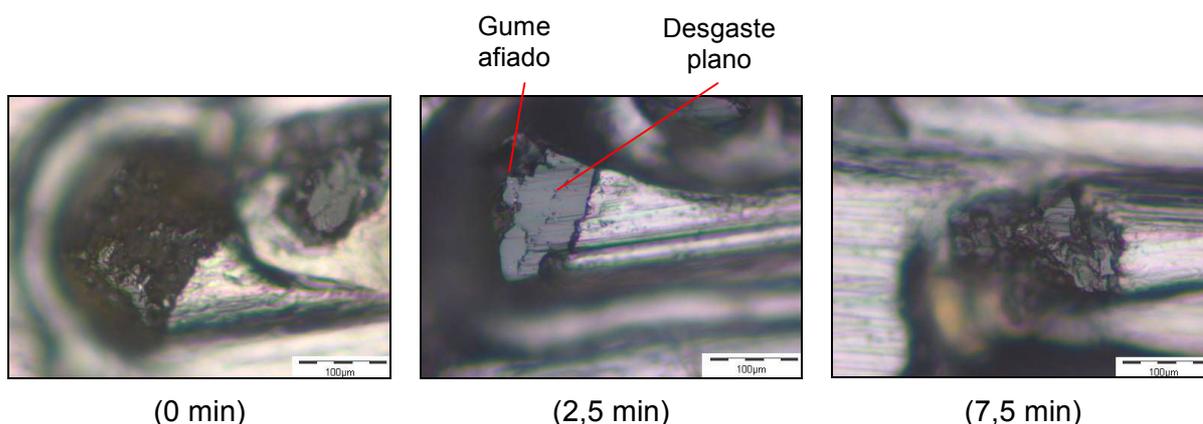


Figura 5.29 – Aspecto microscópico dos segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, utilizados com emulsão (B8).

Uma outra característica importante do brunimento à velocidade de corte de 250m/min, observada nos experimentos em bancada experimental, foi uma significativa redução da rugosidade gerada na peça, em relação às velocidades menores, sob uma mesma pressão de contato aplicada de 6N/mm² (ver 4.4). Do mesmo modo, uma significativa redução na rugosidade também foi vista na segunda etapa experimental. A Figura 5.30 ilustra os valores do parâmetro R_z de rugosidade, medido nos corpos-de-prova brunidos sob quatro condições distintas: B5, B6, B7 e B8, ou seja, sob as velocidades de corte de 120 e 250m/min, e fluidos de corte óleo mineral e emulsão. A redução da rugosidade propiciada pela maior velocidade de

o corte foi bastante significativa para todos os parâmetros medidos, R_a , R_z e R_t . Para as condições em que se empregou óleo mineral, a rugosidade R_z passou de um valor médio $R_z=37,1\mu\text{m}$ para $R_z=23,8\mu\text{m}$, uma redução de 36%. De modo similar, nos experimentos com emulsão, a rugosidade passou de $R_z=35,0\mu\text{m}$ para $R_z=22,8\mu\text{m}$, obtendo-se uma redução de 35% propiciada pelo aumento da velocidade de corte de 120 para 250m/min. A menor rugosidade é propiciada pela menor profundidade de penetração dos grãos abrasivos na peça, e é importante por minimizar a necessidade de remoção de material pela etapa subsequente de brunimento, denominada brunimento de base.

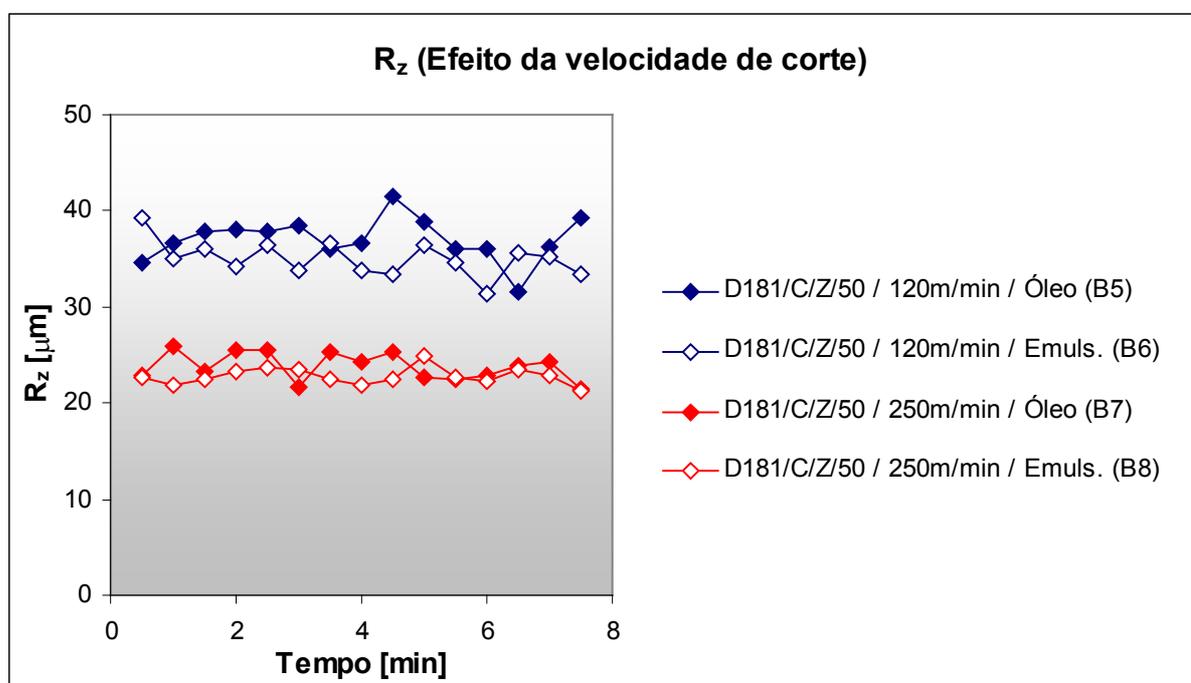


Figura 5.30 – Influência da velocidade de corte na rugosidade da peça.

O desempenho dos segmentos abrasivos de brunimento a 120 e 250m/min foi quantificado, ainda, quanto à pressão nominal de contato. A partir do monitoramento do torque exercido pelo motor de passos da brunidora, realizou-se o cálculo da pressão nominal de contato para as quatro condições experimentais estudadas na brunidora VS8-60 SV-NC. Os resultados são apresentados na Figura 5.31.

Comparando-se ambas as condições à $v_c=250\text{m/min}$ (B7 e B8), percebe-se que a característica de microlascamentos dos abrasivos propiciada pela emulsão implicou uma redução da pressão de contato. O mesmo efeito não é observado nas condições à $v_c=120\text{m/min}$ (B5 e B6), em que o cegamento dos grãos abrasivos

empregados com óleo mineral não foi tão pronunciado. Numa avaliação de todos os resultados, nota-se que a maior velocidade possibilitou uma redução na pressão de contato para ambos os fluidos de corte. Se, por um lado, o aumento da velocidade levou a uma maior tendência ao cegamento dos grãos abrasivos, o que redundaria em um efeito contrário ao verificado, por outro, com uma velocidade maior, houve uma maior erosão do ligante, assim como uma menor profundidade de penetração do grão abrasivo na peça. A compensação desses fatores indica uma vantagem para a maior velocidade de corte. A redução da pressão de contato tem efeito direto sobre a melhor forma do cilindro brunido, devido à redução de sua deformação elástica e do aquecimento da peça.

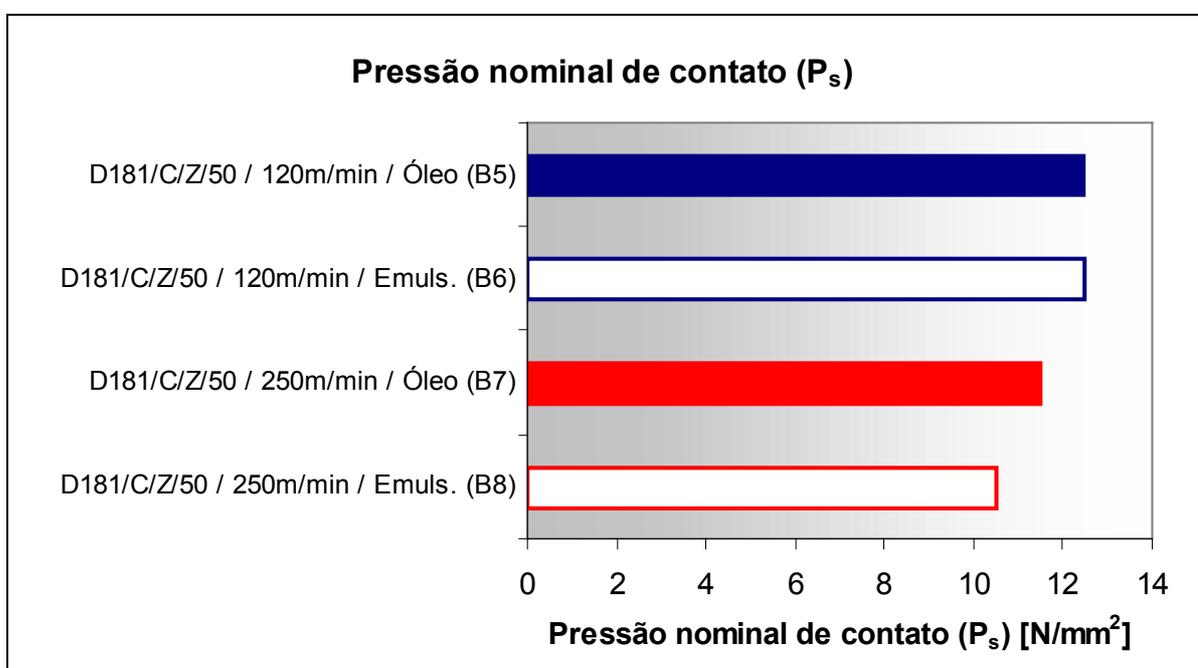


Figura 5.31 – Pressão nominal de contato para experimentos com ligante do tipo Z, com velocidade de corte de 120 e 250m/min.

Ao longo de todo o desenvolvimento descrito até aqui na presente tese, buscou-se uma condição de brunimento que pudesse agregar todas as características desejáveis para uma aplicação com sucesso do brunimento de desbaste. Muitas combinações foram experimentadas, buscando-se a condição ideal, que pudesse apresentar elevada taxa de remoção de material da peça, elevada vida de ferramenta, baixo aquecimento e, conseqüentemente, menor deformação da peça, além de baixa rugosidade da superfície. As ferramentas de brunir com diamante do tipo C e ligante Z, à velocidade de 120m/min, haviam se

aproximado dos objetivos, porém, ainda com restrições quanto ao uso de emulsão, para um melhor resfriamento da peça, em função da redução da vida da ferramenta.

Já os experimentos com velocidade de corte de 250m/min conseguiram, de forma surpreendente, combinar todas as características desejáveis ao brunimento de desgaste, algo que até então não havia sido relatado em literatura. Sob elevada velocidade de corte, seja sob o emprego de emulsão ou óleo mineral, uma elevada vida de ferramenta foi alcançada, caracterizando um excepcional resultado. Adicionalmente, todas as demais características desejáveis da peça, tais como pequeno erro de forma, baixo aquecimento e baixa rugosidade, também foram atingidas com sucesso, como será mostrado em 5.7 e 5.8. O emprego da condição (B8), combinando o segmento abrasivo de brunimento D181/C/Z/50, velocidade de corte de 250m/min e emulsão como fluido de corte, propiciou o melhor conjunto de resultados obtidos, e em decorrência disso, será posteriormente empregada na validação do processo proposto em blocos de motores.

Um melhor entendimento do mecanismo de desgaste dos segmentos abrasivos e os motivos que levaram diferentes condições experimentais a características bastante distintas de vida de ferramenta e de pressão de contato foram buscados a partir de análises dos perfis tridimensionais de rugosidade dos segmentos abrasivos, como apresentado na seqüência.

5.6 Avaliação da textura dos segmentos abrasivos de brunimento

As texturas de alguns segmentos abrasivos empregados foram avaliadas com um perfilômetro óptico⁴¹ (descrito na página 138). Este equipamento permite realizar medições com precisão de 0,3 μ m na escala vertical, através de uma varredura óptica na direção vertical (perpendicular à superfície da amostra). A correta medição depende de uma boa reflexão da luz, emitida pelo equipamento, por todos os pontos da superfície do corpo sendo analisado. No caso dos segmentos abrasivos de brunimento, uma rugosidade muito elevada, com flancos quase verticais, não possibilitou a varredura completa da superfície, resultando em alguns pontos não medidos. Mesmo depois de repetidos recobrimentos dos segmentos abrasivos com ouro, não se conseguiu obter a reflexão completa. Tal fato impossibilitou uma avaliação quantitativa de parâmetros de rugosidade, como os da família R_k , os quais

poderiam ser correlacionados com a capacidade de corte das ferramentas, a pressão de contato no brunimento, ou mesmo características de desgaste dos diamantes e ligantes.

Todavia, o sistema empregado permitiu a medição, com boa precisão, da distância existente entre os pontos máximos e mínimos dos perfis de rugosidade gerados, que equivalem às distâncias entre os diamantes mais altos e os pontos com maior profundidade de desgaste no ligante. As distâncias médias obtidas a partir das medições de cinco amostras de tamanho $1,6 \times 1,6 \text{ mm}^2$ são apresentadas na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Valores médios das distâncias entre os pontos máximos e mínimos dos perfis de rugosidade. Intervalos calculados para nível de confiança de 95%.

Condição experimental	Descrição	Distâncias médias entre pontos máximos e mínimos (μ) [μm]
B2	D181/C/X/50, 120m/min, emulsão	$126,8 \pm 20,6$
B4	D181/C/Y/50, 120m/min, emulsão	$91,6 \pm 24,7$
B5	D181/C/Z/50, 120m/min, óleo	$81,2 \pm 17,4$
B6	D181/C/Z/50, 120m/min, emulsão	$82,3 \pm 22,7$
B10	D181/C/X/75, 120m/min, emulsão	$118,1 \pm 28,7$

Comparando-se inicialmente os valores da Tabela 5.2 obtidos para as condições B2, B4 e B6, pode-se avaliar a influência da variável tipo de ligante, isoladamente. Do ligante X para o Y, tem-se uma significativa redução na profundidade do desgaste nos mesmos, devido à maior resistência ao desgaste do ligante Y em relação ao X. Uma redução adicional ocorre ainda para o ligante Z, que tem a maior resistência ao desgaste dentre todos. Essa diferença também pode ser observada comparando-se as Figuras 5.32 (a), (b) e (d). Tomando-se os valores da Tabela 5.2 referentes às condições B5 e B6, pode-se comparar a influência do tipo de fluido de corte empregado, óleo ou emulsão, na forma do desgaste do ligante Z. Os resultados das distâncias entre picos e vales indicam valores médios praticamente idênticos para ambos, o que comprova as avaliações qualitativas ao microscópio. Os perfis de rugosidade dos segmentos abrasivos de brunimento referentes às condições B5 e B6 podem ser visualizados nas Figuras 5.32 (c) e (d).

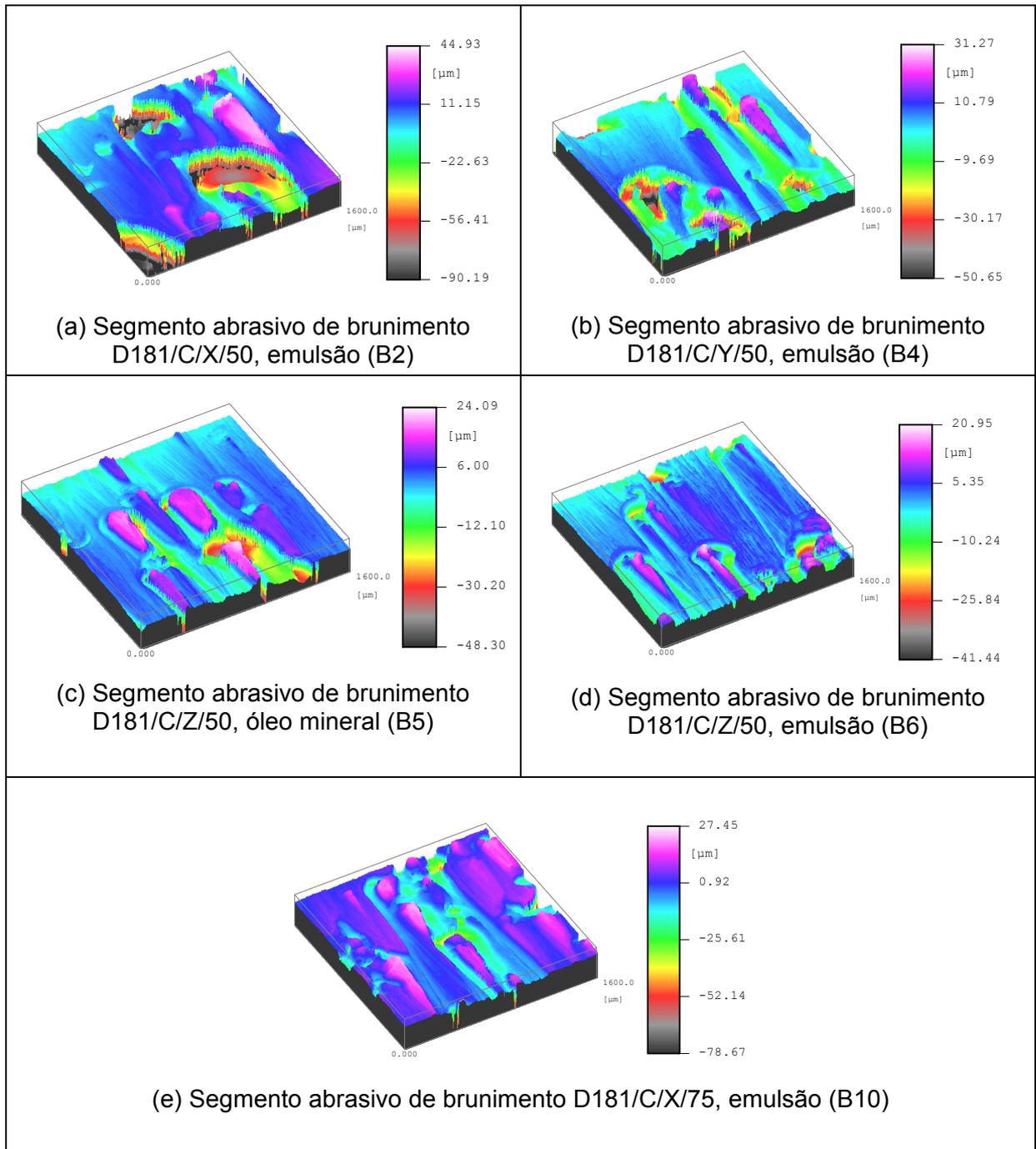


Figura 5.32 – Perfis de rugosidade medidos em diferentes segmentos abrasivos de brunimento.

Por fim, o resultado obtido do segmento de brunir com maior concentração de abrasivos (concentração 75) e ligante X. Este apresenta uma profundidade de desgaste do ligante menor do que a condição B2, com concentração 50, o que se acredita estar relacionado à menor seção média de usinagem por grão. Apresentou, entretanto, profundidades de desgaste mais elevadas do que segmentos de brunir

com outros tipos de ligante. Os perfis tridimensionais das condições B2 e B10 são ilustrados nas Figuras 5.32 (a) e (e).

A análise de variância (95% confiança) dos valores abordados na Tabela 5.2 não permite afirmar que há uma diferença significativa entre as médias levantadas, com exceção da condição B2, que difere significativamente das demais. Os valores médios têm, contudo, uma clara correlação com as observações dos segmentos abrasivos ao microscópio, bem como com os resultados de pressão de contato e com os resultados de desgaste obtidos, auxiliando no entendimento desses resultados. Os segmentos de brunir com maior profundidade de desgaste do ligante são aqueles que apresentaram maior desgaste, enquanto os que possuem o ligante desgastado em menor profundidade atingiram menores desgastes, com a desvantagem de necessitarem de uma maior pressão nominal de contato.

A necessidade de uma maior pressão de contato implica, em geral, um maior aquecimento da peça, o que influencia na qualidade dimensional e de forma do cilindro brunido. De modo similar, fatores como a velocidade de corte e o tipo de fluido de corte têm um papel fundamental no aquecimento maior ou menor da peça durante o brunimento. Com a finalidade de quantificar as influências da velocidade de corte, do tipo de fluido de corte e ainda do tipo de ligante no aquecimento da peça, foram realizadas medições de temperatura durante o brunimento, como descrito na seqüência.

5.7 Influência dos parâmetros de processo na temperatura da peça

O aumento da temperatura da peça gerada pela ação da ferramenta de brunir é um dos principais fatores a prejudicar na obtenção do cilindro com as dimensões desejadas. Conforme discutido em 2.3.10.2, o presente trabalho abrange diversos fatores que influenciam, ou podem influenciar significativamente, direta ou indiretamente, na temperatura da peça e, portanto, na qualidade dimensional do cilindro brunido. Dentre esses fatores, destacam-se o tipo de fluido de corte, o tipo de ligante e a velocidade de corte. As condições selecionadas para estudar tal efeito da temperatura da peça foram:

- ✓ D181/C/Y/50, $v_c=120\text{m/min}$, Óleo mineral (B3);

- ✓ D181/C/Y/50, $v_c=120\text{m/min}$, Emulsão (B4);
- ✓ D181/C/Z/50, $v_c=120\text{m/min}$, Óleo mineral (B5);
- ✓ D181/C/Z/50, $v_c=120\text{m/min}$, Emulsão (B6);
- ✓ D181/C/Z/50, $v_c=250\text{m/min}$, Óleo mineral (B7);
- ✓ D181/C/Z/50, $v_c=250\text{m/min}$, Emulsão (B8);

As medições de temperatura foram efetuadas na parede do cilindro brunido, em duas profundidades. Uma a 1mm da superfície interna da peça e a outra na superfície externa da peça, de acordo com a Figura 3.25, página 140.

Na Figura 5.33 podem ser vistos os resultados dessa medição de temperatura na região a 1mm da parede interna do cilindro. O gráfico mostra a variação da temperatura ao longo do experimento (ΔT_i), calculado por $\Delta T_i = T_i - T_o$, sendo T_i a temperatura medida durante o experimento e T_o a temperatura medida na peça antes do início do experimento. Nesse gráfico, em que cada curva é o resultado da média de cinco medições independentes, podem ser avaliadas, e de certa forma quantificadas, as influências dos três fatores envolvidos: velocidade de corte, fluido de corte e tipo de ligante.

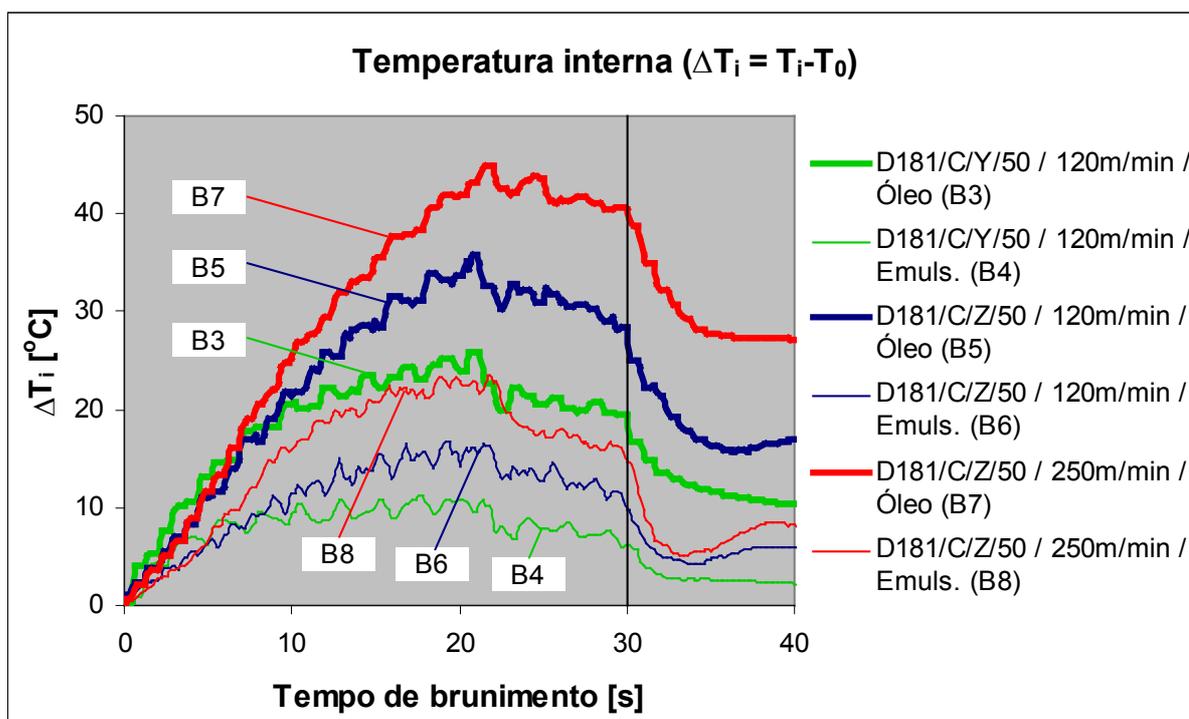


Figura 5.33 – Temperatura da peça durante e após o brunimento (próximo à parede interna do cilindro).

Todas as curvas indicam um comportamento semelhante, no entanto, os valores de temperatura se mostram bastante distintos. A curva se caracteriza por um aumento da temperatura ao longo do tempo de brunimento, sobretudo até aproximadamente 20s de brunimento, em que há uma redução da velocidade de expansão dos segmentos abrasivos de brunimento (programada na brunidora) gerando uma pequena redução da temperatura da peça. Aos 30s de brunimento ocorre o recuo dos segmentos abrasivos e, poucos segundos após, a interrupção da alimentação do fluido de corte. A porção final da curva revela, em alguns casos, um pequeno reaquecimento da superfície da peça devido ao fluxo de calor proveniente do interior da parede da peça, logo após o término da aplicação do fluido de corte.

Já na Figura 5.34, encontram-se as curvas de temperatura $\Delta T_e = T_e - T_o$, em que T_e é a temperatura medida na superfície externa da peça e T_o é a temperatura da peça antes do início do brunimento. Esse gráfico apresenta gradientes de temperatura menos pronunciados do que o primeiro. Lembrando que os corpos-de-prova empregados possuem uma espessura de parede de 17,5mm, a temperatura máxima na parede externa é medida somente ao final dos 30s de brunimento, ou até mesmo depois do final do processo. Após o ponto de máxima temperatura, segue-se um lento resfriamento da peça, em razão de perdas de temperatura para o ambiente, evaporação do fluido de corte sobre a peça, escorrimento de pequenas parcelas de fluido de corte ainda sobre a peça e pelo contato do corpo-de-prova com o dispositivo de fixação.

Em ambas as Figuras 5.33 e 5.34, comparando-se as curvas referentes às condições B3 com B5 e B4 com B6, tem-se isoladamente a influência do tipo de ligante. O ligante do tipo Z, como já discutido em 5.2.3, demanda uma maior pressão de contato com a parede da peça em relação ao ligante do tipo Y, o que implica um maior aquecimento da peça. Com o emprego de óleo mineral, o aumento na temperatura (ΔT_i) máximo passa de 25,9°C (B3) para 35,7°C (B5). A comparação das curvas das condições B4 e B6 também revela a influência do ligante, para o fluido de corte emulsão. Nesse caso, a temperatura máxima passa de 11,3°C para 16,8°C, ou seja, a temperatura da peça se mantém a um nível muito inferior sob o emprego de emulsão.

Na Figura 5.34, também pode-se verificar o aumento da temperatura externa da peça devido ao tipo de ligante. O aumento da temperatura máxima externa da peça em virtude da passagem do ligante Y para Z é de 13,3 para 18,9°C, no caso do óleo mineral, e no caso da emulsão é de 4,9 para 7,9°C.

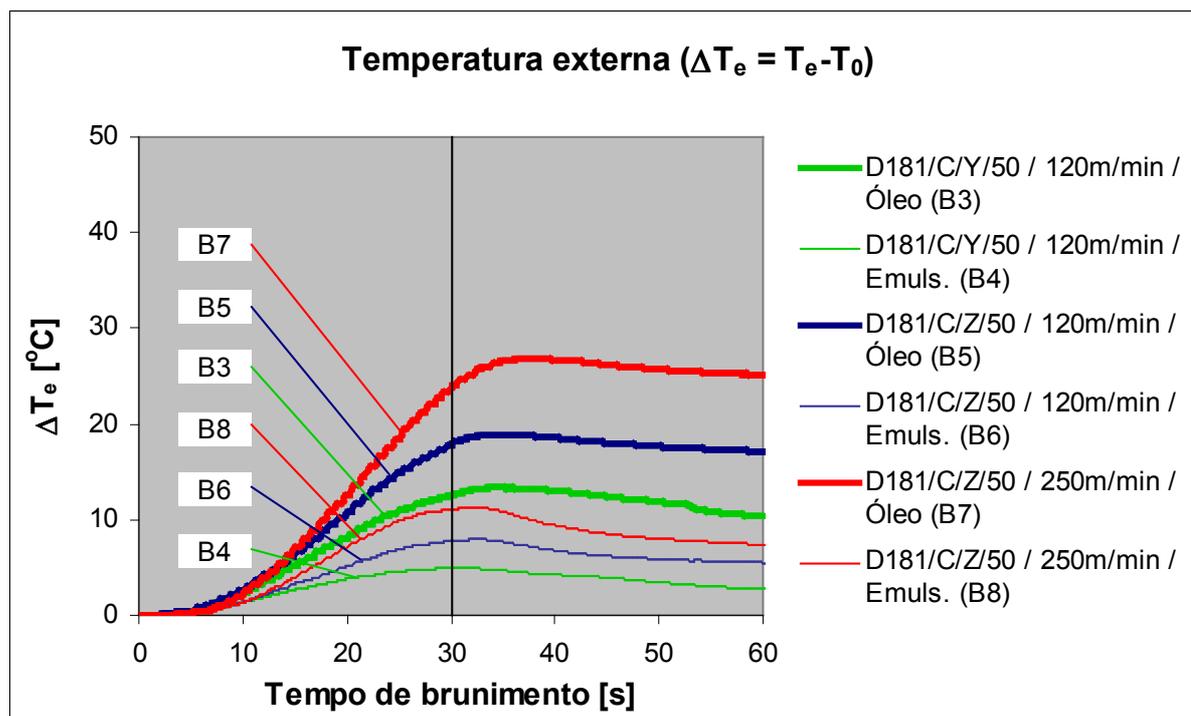


Figura 5.34 – Temperatura da peça durante e após o brunimento (parede externa da peça).

A influência da relação velocidade de corte também pode ser quantificada por meio das comparações entre as curvas de temperatura, medidas para as condições B5 e B7, para o óleo mineral, assim como para as condições B6 e B8, para emulsão. No caso da velocidade de corte, tem-se a influência simultânea da pressão de contato, menor para a condição de maior velocidade de corte, com tendência a reduzir a temperatura. Por outro lado, a maior velocidade de corte, com tendência ao aumento da temperatura. Os resultados mostram a predominância do aumento da temperatura em função do aumento da velocidade, para ambos os casos, com óleo mineral e emulsão. Tomando-se os valores medidos na parede interna da peça, a passagem da velocidade de corte de 120 para 250m/min implicou um aumento da temperatura de 35,7°C para 44,9°C, uma diferença de 9,2°C, para o óleo mineral. Com emulsão, de 16,8°C para 23,6°C, um aumento de 6,8°C. Considerando-se os

valores máximos obtidos na superfície externa da peça, um aumento da temperatura foi de 7,9°C, para o óleo mineral, e de apenas 3,3°C, para a emulsão.

As características de capacidade térmica, condutividade térmica e calor latente de vaporização são extremamente favoráveis à emulsão, uma vez que esta se constitui predominantemente de água. O óleo mineral possui, por outro lado, uma maior capacidade de lubrificação e, portanto, permite uma maior redução no coeficiente de atrito. Os resultados de medição de temperatura mostram a grande superioridade da emulsão em relação ao óleo mineral quanto ao controle da temperatura da peça. O emprego da emulsão possibilitou reduzir a temperatura da peça em até 18,9°C, para a velocidade de corte de 120m/min. Para a condição com maior geração de calor, com ligante Z e velocidade de corte de 250m/min, essa redução de temperatura foi de até 21,3°C.

Nos experimentos realizados não se empregou qualquer sistema especial de alimentação de fluido de corte. Melhorias adicionais no resfriamento da peça poderiam ainda ser obtidas com sistemas otimizados de direcionamento do fluido de corte à região de contato dos segmentos abrasivos com o cilindro, associados a maiores pressões e vazões de alimentação do fluido.

Considerando o coeficiente de dilatação térmica aplicado a um diâmetro de 80mm, a cada 1°C de aumento na temperatura da peça, há uma dilatação de aproximadamente 1µm no diâmetro. Os aumentos de temperatura verificados nas peças têm, portanto, uma grande influência na qualidade da peça, na qual são buscados erros de forma da ordem de alguns micrometros. Entretanto, não foram encontrados na literatura pesquisada valores indicativos para os limites de temperatura da peça. Em função disso, realizou-se um estudo complementar com avaliação dos erros de forma nos cilindros brunidos, como segue.

5.8 Erros de forma obtidos em corpos-de-prova brunidos em desbaste

As diferentes condições experimentais utilizadas com o brunimento de camisas de cilindros possuem características que influenciam decisivamente na qualidade da forma dos cilindros brunidos. Tomando-se os experimentos que apresentaram os melhores resultados de vida de ferramenta, ou seja, os empregados com o ligante do tipo Z, tem-se quatro possibilidades testadas, com

duas velocidades de corte e dois tipos de fluido de corte. Buscando-se avaliar comparativamente os resultados de erros de forma do cilindro, atingíveis com as quatro condições, três corpos-de-prova oriundos de cada um dos experimentos de medição de temperatura foram submetidos a medições de erros de forma.

Os resultados obtidos são ilustrados nas Figuras 5.35 a 5.38, cada qual contendo uma das três medições realizadas. Os valores numéricos são sumarizados na Tabela 5.3. As medições de erros de circularidade se deram em três alturas, a 10, 60 e 110mm da extremidade superior das peças, em três corpos-de-prova, totalizando 9 medições para cada condição experimental. O erro de retilidade foi medido nos quatro quadrantes, totalizando 12 medições por condição, e o erro de cilindridade medido em cada um dos cilindros, correspondendo a 3 valores para cada condição.

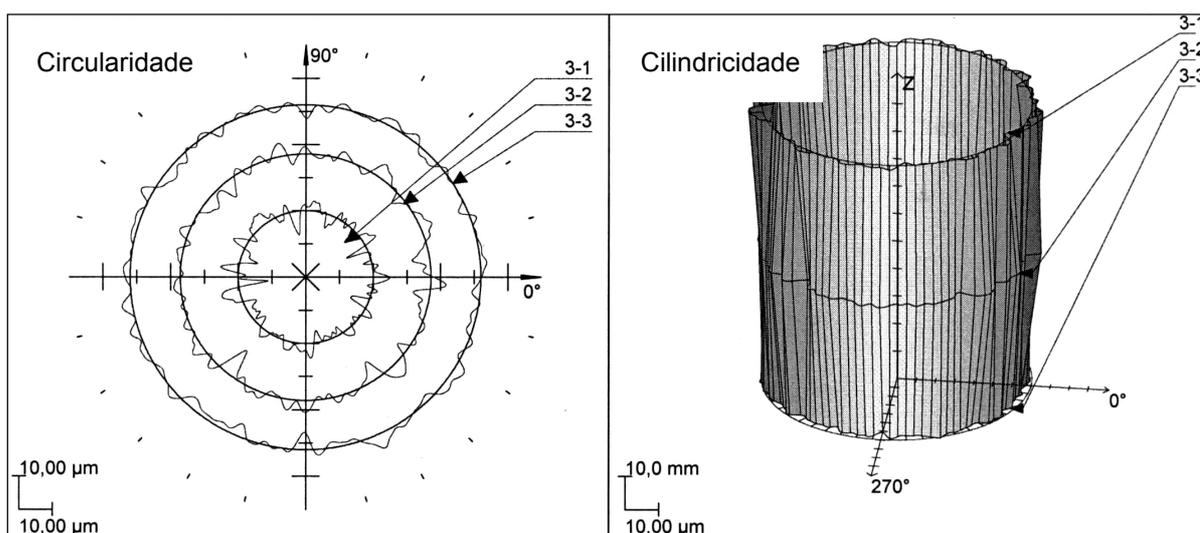


Figura 5.35 – Representação gráfica dos desvios de forma para corpo-de-prova brunido sob condição B5 (ligante Z, óleo mineral, 120m/min).

Tabela 5.3 – Resultados de medições de forma nos corpos-de-prova brunidos com ligante do tipo Z (intervalo para 95% de confiança).

Condição experimental	Descrição	Erro médio de circularidade [µm]	Erro médio de retilidade [µm]	Erro médio de cilindridade [µm]
B5	D181/C/Z/50, 120m/min, óleo	12,2±1,4	21,4±1,9	17,2±6,5
B6	D181/C/Z/50, 120m/min, emulsão	11,6±1,8	18,3±1,3	15,4±3,0
B7	D181/C/Z/50, 250m/min, óleo	6,3±1,1	10,0±1,0	10,3±1,6
B8	D181/C/Z/50, 250m/min, emulsão	5,8±1,0	9,0±0,9	7,9±1,4

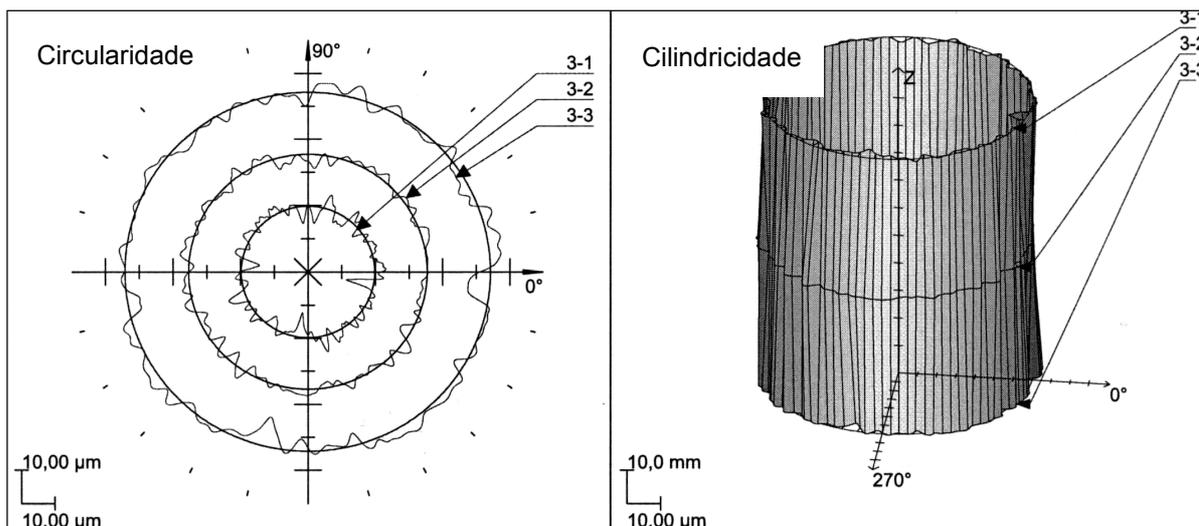


Figura 5.36 – Representação gráfica dos desvios de forma para corpo-de-prova brunido sob condição B6 (ligante Z, emulsão, 120m/min).

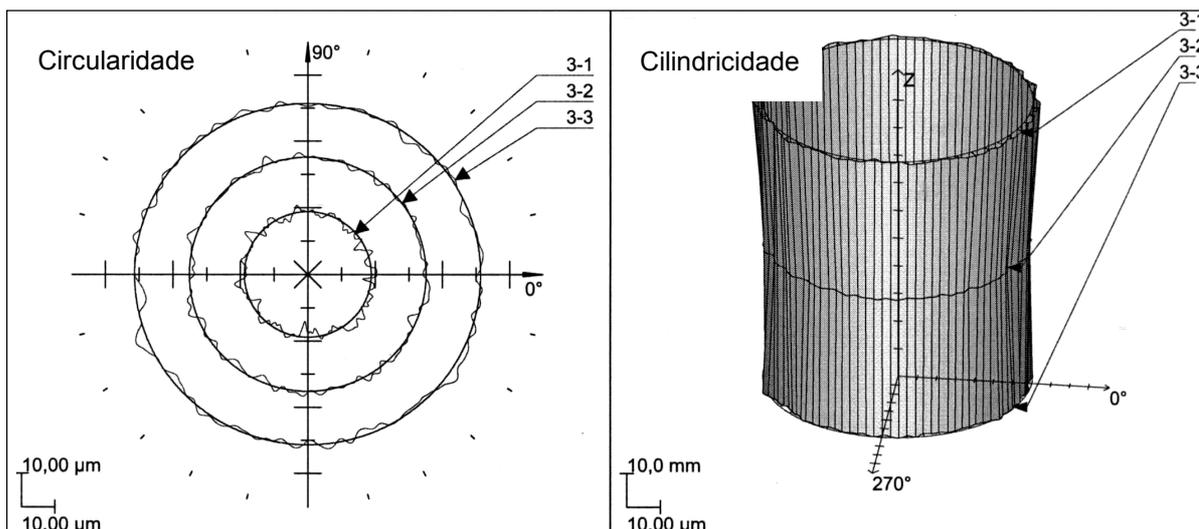


Figura 5.37 – Representação gráfica dos desvios de forma para corpo-de-prova brunido sob condição B7 (ligante Z, óleo mineral, 250m/min).

Comparando-se os resultados dos diferentes erros de forma dos experimentos conduzidos a 120/min com os de 250m/min, conclui-se que o aumento da velocidade de corte leva a uma melhora muito significativa na qualidade do cilindro gerado. Acredita-se que tal fato deva-se à menor pressão de contato dos segmentos abrasivos de brunimento à velocidade de 250m/min, mas também à melhor condição de equalização da geometria da peça propiciada pela maior rotação da ferramenta. Um aumento da rotação da ferramenta, mantendo-se constante a velocidade de expansão dos segmentos abrasivos, imprime a eles uma menor profundidade de corte, conferindo-lhes uma melhor capacidade de equalização da

forma da peça. O melhor resultado pode ainda ter sido influenciado pela própria rugosidade da peça, a qual é menor na velocidade de corte superior.

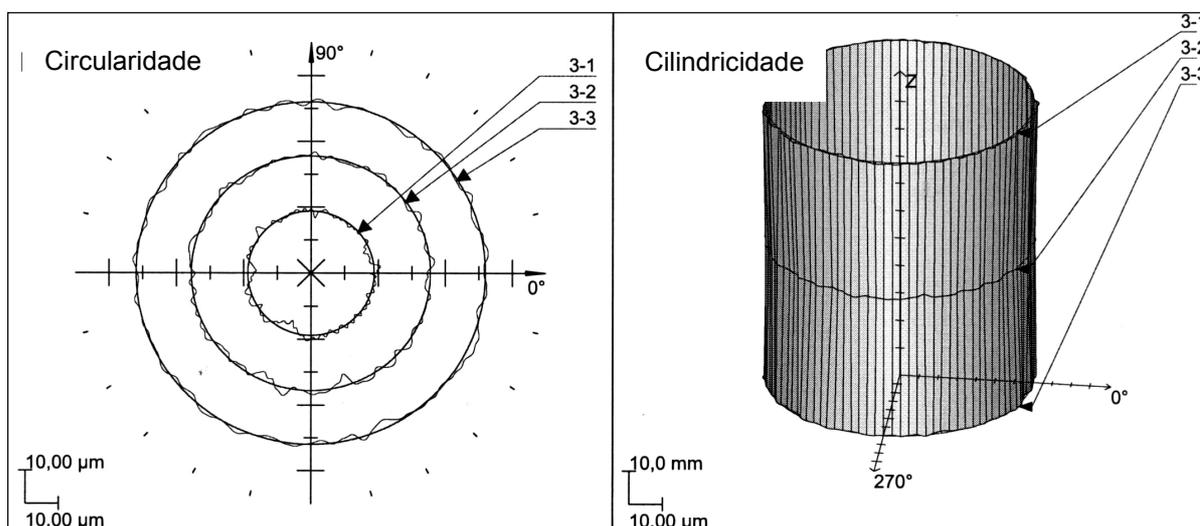


Figura 5.38 – Representação gráfica dos desvios de forma para corpo-de-prova brunido sob condição B8 (ligante Z, emulsão, 250m/min).

A comparação entre os grupos com velocidades de corte iguais permite investigar a influência do tipo de fluido de corte. Os valores médios dos diferentes erros de forma indicam uma pequena tendência para uma maior distorção dos cilindros brunidos com óleo mineral. Porém, essa diferença não se mostrou significativa sob análises de variância realizadas. Ressalta-se que os corpos-de-prova empregados possuem uma geometria radialmente uniforme, o que conduz a um gradiente de temperatura também uniforme, minimizando a influência negativa da temperatura na qualidade geométrica do cilindro, conforme citado por Yokohama e Ychimiya (1983a), (ver 2.3.10.2). Tal resultado seria certamente diferente se os corpos-de-prova possuíssem variações de espessura de parede ou trocas térmicas não uniformes ao longo do cilindro, visto que o aquecimento da peça é muito superior ao se utilizar óleo mineral, em comparação com a emulsão. Estudos realizados por Yokohama e Ychimiya (1984) comprovam essa hipótese, que também é facilmente observável em situações práticas de brunimento de blocos de motores, mesmo a taxas normais de remoção de material.

Assim, justifica-se a necessidade de uma avaliação adicional dos erros de forma dos cilindros, submetidos a elevadas taxas de remoção de material, em blocos de motores, segundo previsto na Etapa 3 da presente pesquisa, na qual os cilindros

de blocos de motores são brunidos em desbaste, base e platô, e posteriormente comparados com especificações reais de erros de forma.

5.9 Síntese dos resultados obtidos com camisas de cilindros em brunidora

Nesta seção, foram apresentados e discutidos os resultados obtidos em experimentos realizados em equipamentos convencionais de brunimento utilizando, como peças, corpos-de-prova com geometria de camisas de cilindros. Partiu-se de um conceito de segmentos abrasivos de brunimento com um ligante que é largamente empregado no brunimento de cilindros em ferro fundido cinzento e constatou-se um excessivo desgaste da ferramenta, em função da eliminação prematura dos grãos abrasivos. Passou-se, então, para outras alternativas de ligante que pudessem propiciar uma maior força de fixação nos grãos e maior vida, o que foi obtido com sucesso, como mostrado no gráfico da Figura 5.39.

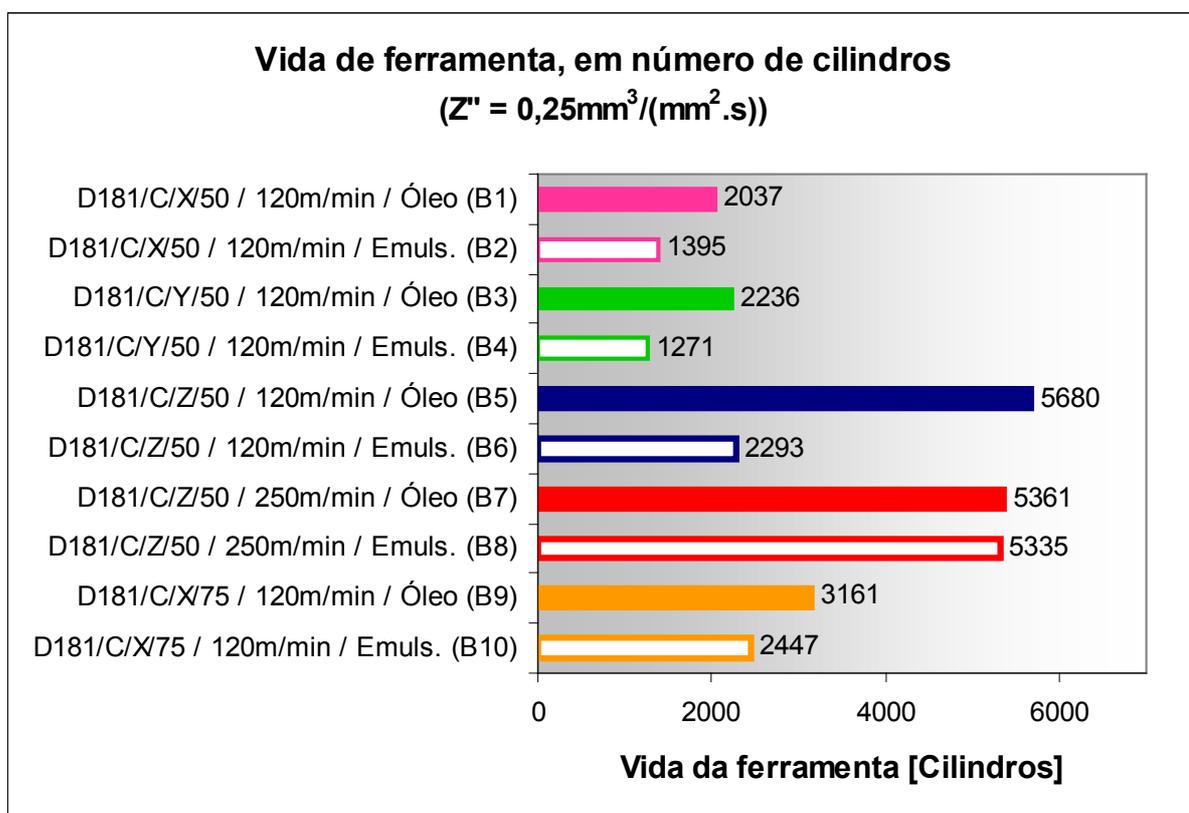


Figura 5.39 – Vida de ferramenta obtida para diferentes condições experimentais⁵⁸.

Na velocidade de 120m/min, com ligante Z e óleo mineral (B5), foram obtidos os melhores resultados de vida da ferramenta. Entretanto, essa condição também implicou uma elevada pressão de contato, de acordo com a Figura 5.40. A elevada pressão de contato, associada a uma baixa capacidade de extração de calor do óleo mineral, levou a um significativo aumento na temperatura da peça, o que compromete a qualidade dimensional obtida, quando na aplicação em um bloco de motor. O emprego da emulsão, que consistiria em uma excelente solução para a minimização dos efeitos negativos do aquecimento da peça, trouxe como consequência, na velocidade de 120m/min, uma redução da vida de ferramenta da ordem de 50% em relação ao óleo mineral. Obteve-se, portanto, uma vida de ferramenta aceitável somente com o óleo mineral, que tem a desvantagem do excessivo aquecimento da peça, ficando, a emulsão, restrita pelo excessivo desgaste da ferramenta.

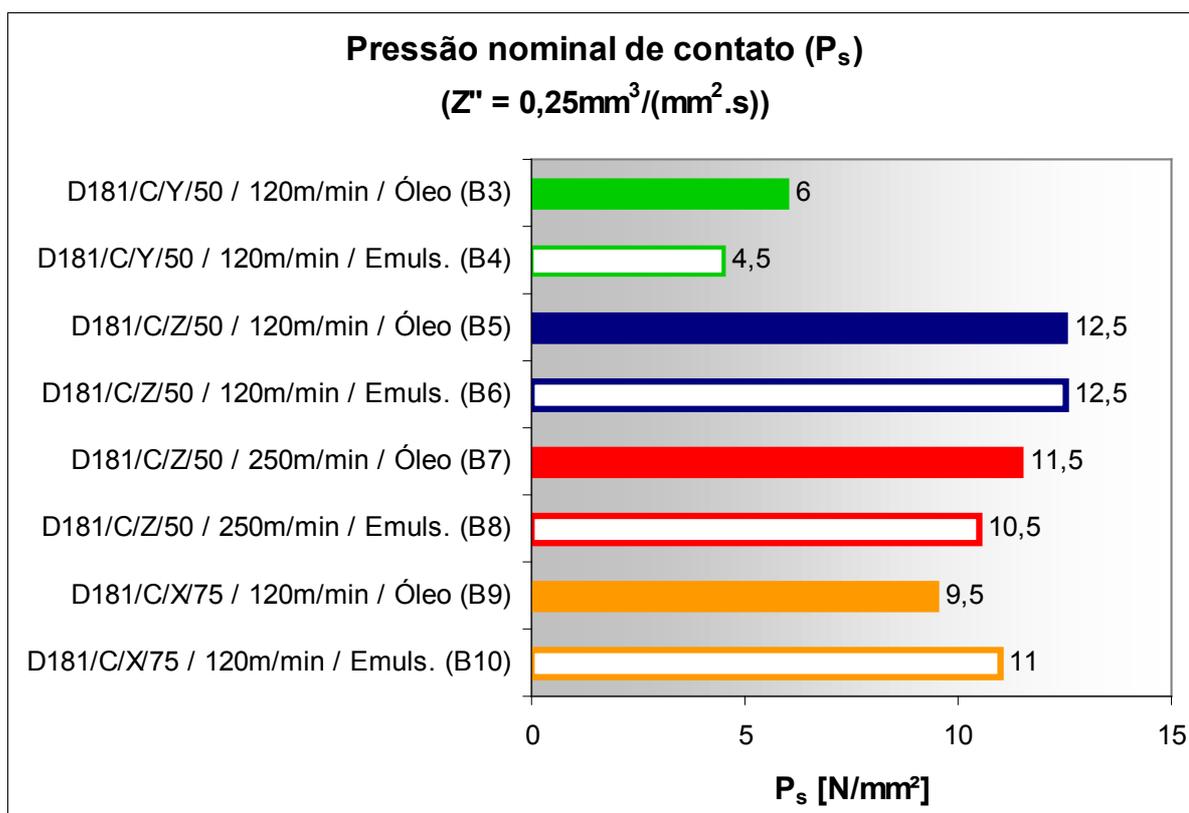


Figura 5.40 – Pressão de contato para diferentes condições experimentais⁵⁸.

⁵⁸ Valores referentes às condições B5, B6, B7 e B8 provenientes dos experimentos com a brunidora VS8-60 SV-NC.

O segmento de brunir com maior concentração de abrasivos (B9 e B10) apresentou resultados relativamente bons em termos de vida, com uma perda relativamente pequena devido ao emprego de emulsão, quando comparado ao óleo mineral. Necessitou, contudo, de uma pressão de contato demasiadamente elevada em relação ao ganho em vida da ferramenta. Um fator positivo dessa ferramenta é que propiciou uma redução da rugosidade da peça de $R_z=35\mu\text{m}$, nos ensaios até então realizados, para $R_z=30\mu\text{m}$ (Figura 5.41). Uma rugosidade mais baixa da peça, obtida no brunimento de desbaste, implica uma menor necessidade de remoção de material na etapa subsequente de brunimento, a fim de eliminar os sulcos provenientes da etapa anterior.

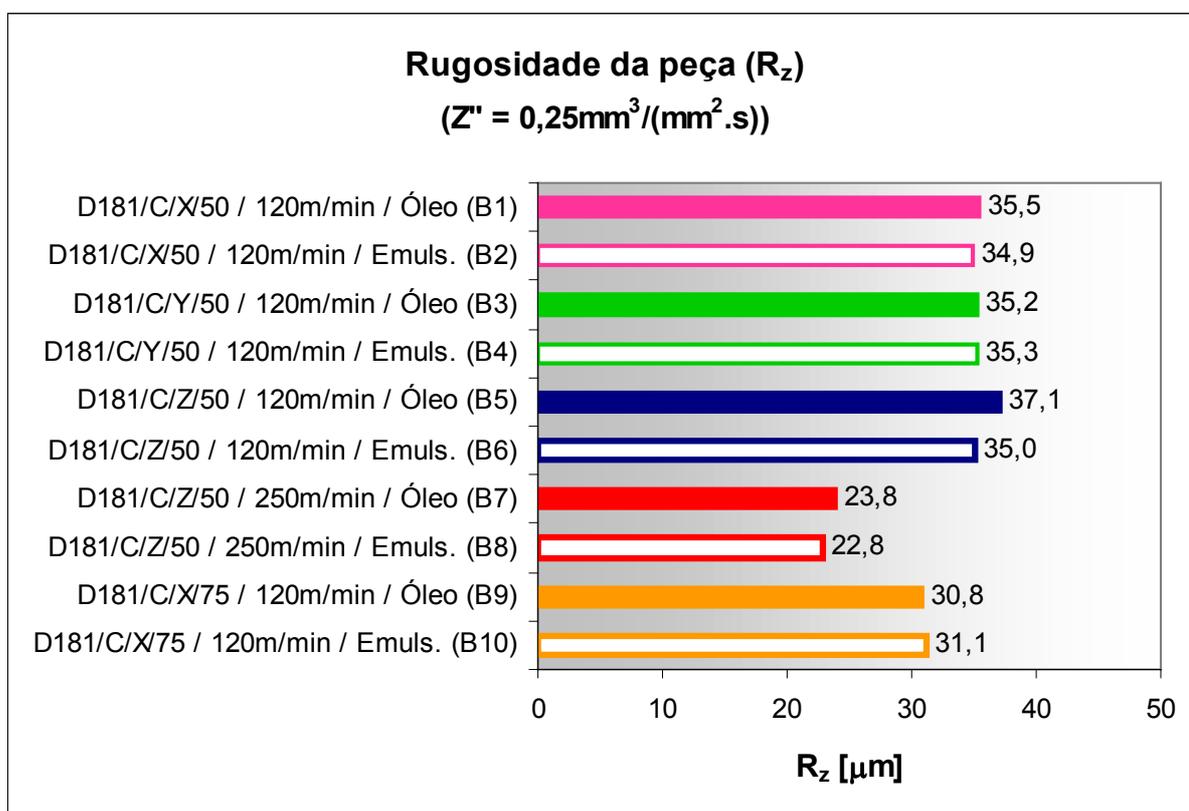


Figura 5.41 – Rugosidade R_z medida em peças brunidas sob diferentes condições experimentais⁵⁸.

Na velocidade de 250m/min, esperava-se um significativo aumento na vida da ferramenta, em vista dos resultados da bancada de testes. Obteve-se, entretanto, para a condição com óleo mineral, uma vida similar àquela obtida a 120m/min, apenas com uma pequena redução na pressão de contato. Tal redução não foi suficiente para diminuir o calor gerado no processo e a temperatura da peça, quando

sob uma maior velocidade de corte. Na condição com emulsão e velocidade de corte $v_c=250\text{m/min}$, verificou-se a manutenção da vida da ferramenta praticamente aos mesmos níveis obtidos com óleo mineral, porém, com uma remoção de calor da peça muito mais eficiente, em relação ao óleo mineral. Os resultados indicam que o ganho de vida em razão do aumento da velocidade de corte ocorreu conforme esperado somente para a condição com emulsão. Por algum motivo, não se conseguiu um aumento na vida com óleo mineral, ficando ambas as condições, com óleo mineral e emulsão, praticamente ao mesmo nível de vida, quando nesse patamar de velocidade de corte.

Um segundo efeito obtido com a maior velocidade de corte, também de fundamental importância, é a redução da rugosidade da peça, de aproximadamente $R_z=35\mu\text{m}$, para $R_z=23\mu\text{m}$ (Figura 5.41). Adotando-se a prática industrial de remoção de duas vezes a rugosidade R_z (no diâmetro), para a eliminação completa dos sulcos provenientes do brunimento de desbaste, haveria uma necessidade de remoção de material pela segunda etapa de brunimento de apenas $46\mu\text{m}$, estando na mesma ordem de grandeza de processos convencionais de brunimento.

Desse modo, pode-se afirmar que, com a condição experimental B8, na qual se combinou o segmento de brunir D181/C/Z/50, $v_c=250\text{m/min}$ e emulsão, obteve-se um excelente resultado, com características de elevada taxa de remoção de material ($Z''=0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$), elevada vida da ferramenta (5335 cilindros), elevada extração de calor da peça, rugosidade adequada e excelente precisão de forma dos cilindros, ou seja, todas as características desejáveis ao brunimento de desbaste com elevada taxa de remoção de material puderam ser alcançadas simultaneamente.

A validação do método proposto envolveu, ainda, estudos utilizando blocos de motores, os quais são descritos na próxima seção.

6 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS DOS EXPERIMENTOS DE BRUNIMENTO EMPREGANDO BLOCOS DE MOTORES

Os experimentos de brunimento utilizando blocos de motores foram executados na etapa experimental final. Esta etapa teve como objetivo principal comprovar os resultados obtidos em corpos-de-prova, bem como realizar as etapas complementares do brunimento de cilindros, isto é, brunimentos base e platô⁵⁹, possibilitando a avaliação do resultado final.

Em 3.3 foram elencadas as principais diferenças existentes entre as camisas de cilindro empregadas na Etapa 2 dos experimentos e os blocos de motores. Fatores principalmente influenciáveis pela diferença geométrica das paredes dos cilindros, tais como a rigidez da peça, extração de calor, erros de forma e rugosidade provenientes do mandrilamento de desbaste, que justificam a necessidade de repetição de experimentos, agora em blocos de motores, com o intuito de comprovar os resultados até então obtidos e validar a aplicação prática desses resultados em blocos de motores em ferro fundido vermicular.

6.1 Avaliação da vida dos segmentos abrasivos de brunimento

A partir dos resultados experimentais obtidos na Etapa 2, definiu-se a condição mais adequada para o brunimento em desbaste, que mostrou ao mesmo tempo resultados satisfatórios de vida da ferramenta, rugosidade e temperatura da peça. A combinação de melhores resultados foi obtida com a condição B8, ou seja, segmentos abrasivos de brunir D181/C/Z/50, velocidade de corte $v_c=250\text{m/min}$ e fluido de corte do tipo emulsão, no brunimento de camisas de cilindro.

Assim, uma condição experimental equivalente foi aplicada aos blocos de motores. Com a alteração geométrica da peça, ou seja, passando de camisas de cilindro com grande espessura de parede e com fixação individual à máquina, para blocos de motores, verificou-se uma maior tendência à vibração durante o processo. A brunidora utilizada, apesar de permitir rotações da ordem de 1000RPM,

⁵⁹ Um processo de brunimento, no qual é gerada uma superfície platafórmica no cilindro (platô), é composto por três etapas denominadas brunimento em desbaste, de base e platô.

necessárias para o brunimento à velocidade de 250m/min, não foi projetada e construída de forma otimizada para tais velocidades, uma vez que processos convencionais de brunimento raramente empregam rotações superiores a 300RPM.

Uma minimização da vibração das partes móveis da brunidora, e a sua conseqüente transmissão para a ferramenta e a peça, foi obtida em rotações em torno de 700RPM, permitindo que o experimento fosse conduzido na velocidade de corte $v_c=180\text{m/min}$. A condição com segmentos de brunir D181/C/Z/50, $v_c=180\text{m/min}$ e emulsão, aplicada aos blocos de motores, foi denominada C1.

Nos experimentos até então apresentados, empregou-se uma ferramenta de brunir com uma configuração de 6 segmentos, com espessura de 2mm e comprimento de 70mm. O cálculo da vida de ferramenta em número de cilindros foi feito considerando-se uma ferramenta hipotética com 8 segmentos de brunir, também com 2mm de espessura e 80mm de comprimento, para uma remoção teórica de 0,5mm no diâmetro de cilindros com 150mm de comprimento, em um tempo efetivo de brunimento de 30s.

A fim de se verificar a remoção real de 0,5mm no diâmetro, aproximando-se o experimento realizado da condição teórica acima descrita, foi efetuado um estudo de vida adicionando-se dois segmentos abrasivos à ferramenta, ou seja, passando para uma configuração de 8 segmentos de brunir, com 2mm de espessura e 70mm de comprimento. As dimensões teóricas dos cilindros para o cálculo de vida são exatamente as dimensões dos cilindros dos blocos de motores empregados. Dessa forma, programou-se a brunidora para a remoção de 0,5mm no diâmetro em 30s. Essa condição de corte equivale à taxa de remoção específica de $0,28\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, um pouco acima de $0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$, o que se deve à diferença de 80 para 70mm no comprimento dos segmentos abrasivos. Tal experimento, denominado por C2, mostrou uma relação G de 8482, ou o equivalente a 5742 cilindros, nesse caso, realizando a remoção real de 0,5mm no diâmetro. O resultado é muito próximo ao obtido com a ferramenta utilizando apenas 6 segmentos de brunir. Ambos os valores também têm ordem de grandeza próxima aos resultados obtidos em camisas de cilindro, na velocidade de 250m/min.

Os resultados dos três experimentos equivalentes, dois em blocos de motores e um em camisas de cilindros, são expostos na Figura 6.1.

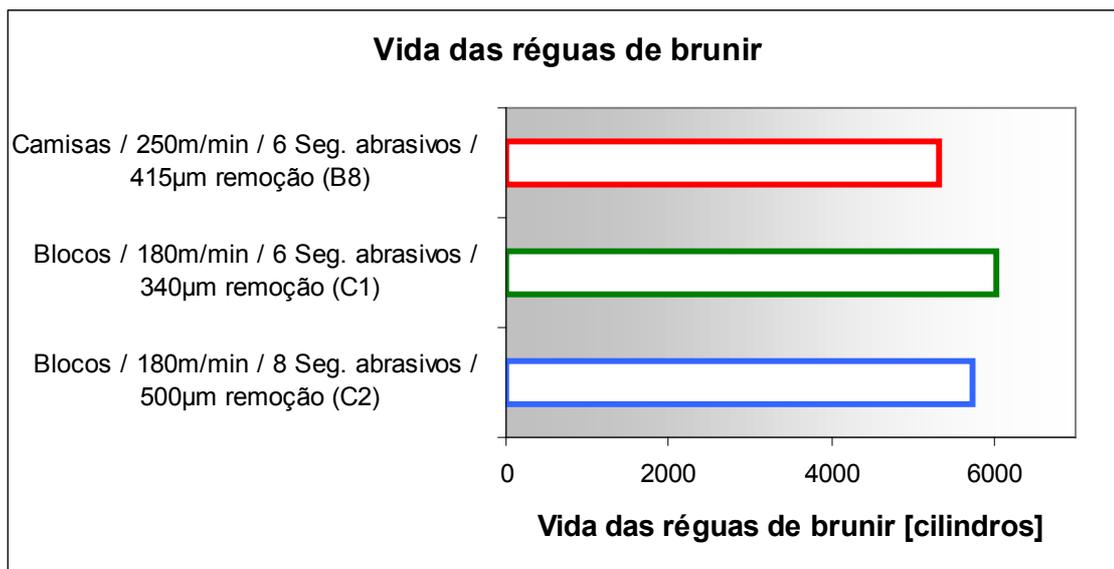


Figura 6.1 – Comparativo de vida das ferramentas empregadas em camisas de cilindros e em blocos de motores.

Apesar das variações nos valores médios de vida observados, análises de variância comparando-se os valores da relação G medidos revelaram não haver diferenças significativas entre esses três resultados. Assim, comprovou-se que o bom resultado de vida de ferramenta obtido com camisas de cilindros também foi alcançado nos blocos de motores, mesmo havendo a necessidade de reduzir a velocidade de corte de 250m/min para 180m/min. Adicionalmente, comparando as condições C1 e C2, tem-se a confirmação de que a utilização de seis ou oito segmentos de brunir na ferramenta não influenciou em sua vida, já que a taxa de remoção específica de material foi mantida praticamente constante.

Com relação à pressão de contato, os valores obtidos são apresentados na Figura 6.2. Verifica-se que uma elevada pressão de contato é necessária para atingir elevadas taxas de remoção utilizando-se segmentos de brunir com ligante do tipo Z, mesmo em altas velocidades de corte. A comparação dos valores indica que os resultados são muito próximos entre si. Novamente constata-se que os resultados alcançados com camisas de cilindros são similares aos obtidos em blocos de motores, também para a pressão de contato. Nota-se ainda que a quantidade de segmentos abrasivos na ferramenta de brunir praticamente não influenciou na pressão de contato, o que, mais uma vez, valida a utilização da ferramenta com seis segmentos de brunir simulando a ferramenta com oito segmentos.

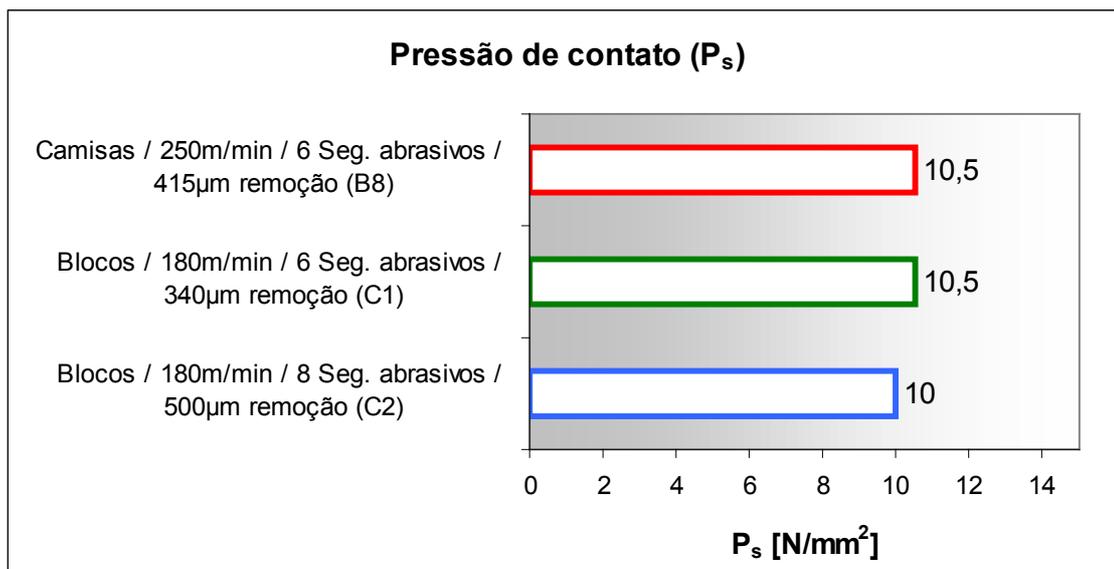


Figura 6.2 – Pressão de contato dos experimentos em blocos de motores e camisas de cilindro.

6.2 Rugosidade das peças

A rugosidade dos cilindros foi medida nas peças mandriladas em desbaste e após cada operação de brunimento. A ferramenta de mandrilar utilizada para o mandrilamento de desbaste, por ser uma ferramenta de geometria definida, apresenta um arredondamento progressivo dos gumes, influenciando na rugosidade gerada na peça, o que se verifica na grande oscilação dos resultados medidos (Tabela 6.1). Contudo, logo após a primeira operação de brunimento, os cilindros assumem um valor bastante uniforme de rugosidade. A Tabela 6.1 ilustra alguns valores de rugosidade medidos antes e após o brunimento de desbaste.

Tabela 6.1 – Rugosidade dos cilindros antes e após o brunimento de desbaste (C1).

Peça	Mandrilado em desbaste			Brunido em desbaste		
	R_a [μm]	R_z [μm]	R_t [μm]	R_a [μm]	R_z [μm]	R_t [μm]
1	8,1	60,3	67,6	3,5	25,8	32,6
2	6,1	35,3	39,0	3,7	25,5	32,6
3	16,8	34,7	40,8	3,3	27,2	33,7
4	10,1	68,9	73,2	3,5	25,3	30,6
5	8,2	47,2	59,1	3,5	26,4	32,4
Média	11,4	49,3	55,9	3,5	26,0	32,4

O parâmetro R_z é empregado na prática para estimar o sobrematerial mínimo a ser removido na operação subsequente de brunimento. Conforme mostrado na Figura 6.3, a velocidade de corte de 250m/min havia possibilitado atingir valores próximos a $R_z=22,8\pm 0,5\mu\text{m}$. A necessidade de se utilizar uma velocidade de 180m/min nos blocos de motores implicou um aumento na rugosidade gerada, para $R_z=26,1\pm 0,7\mu\text{m}$, valor um pouco inferior ao obtido no experimento com ferramenta de oito segmentos de brunir, que apresentou uma rugosidade média de $R_z=27,3\pm 3,0\mu\text{m}$, em função de uma taxa de remoção um pouco mais elevada, ($Z''=0,28\text{mm}^3/(\text{mm}^2.\text{s})$). Como citado em 2.3.2.3, uma faixa de rugosidade R_z proveniente do brunimento de desbaste considerada adequada para a etapa subsequente, em um processo de brunimento platô, seria de 22 a 28 μm (NAGEL, 2000).

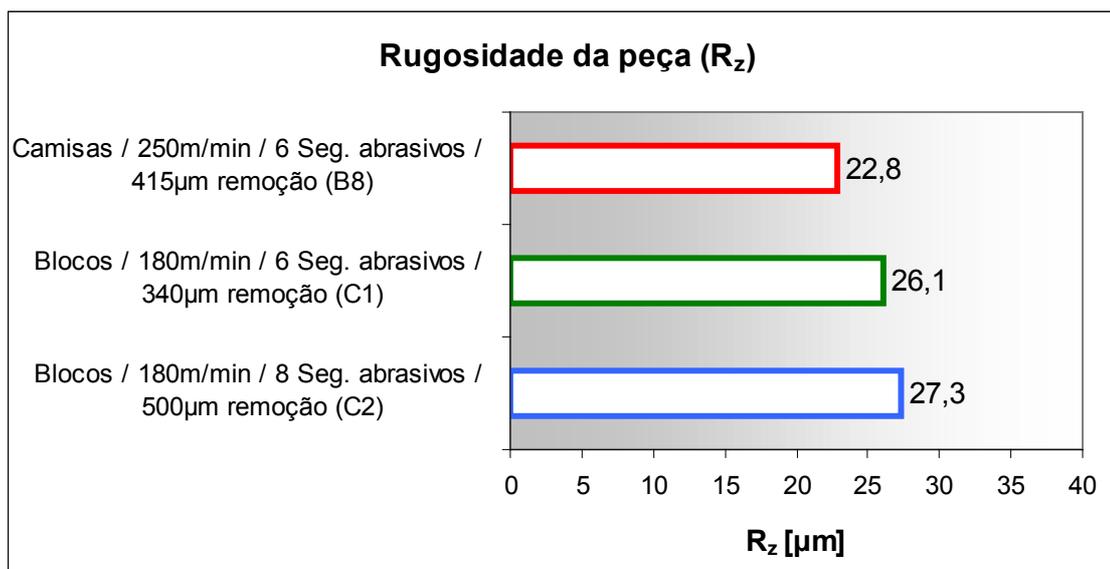


Figura 6.3 – Rugosidade das peças após brunimento de desbaste.

Em algumas peças, foram realizadas as operações subsequentes de brunimento de base e de platô, com a finalidade de avaliação das características do cilindro em seu estado final de acabamento. A rugosidade da peça é função, fundamentalmente, da especificação dos segmentos abrasivos empregados nas duas etapas finais de brunimento, bem como dos diversos parâmetros de processo. O efeito do brunimento de desbaste no resultado final de rugosidade é bastante limitado. Sulcos do brunimento de desbaste seriam detectáveis na peça brunida em acabamento somente em situações de desvios de processo, com retirada de

sobrematerial insuficiente na etapa intermediária de brunimento. Outro efeito do brunimento de desbaste na rugosidade consistiria em um excessivo erro de forma da peça, o qual poderia gerar variações no resultado de rugosidade medida em diferentes alturas e direções do cilindro. Alguns resultados representativos de rugosidade obtidos nos blocos de motores ao longo das etapas de processamento encontram-se na Figura 6.4. Nota-se a progressiva redução da rugosidade da peça até o último estágio, após o qual a medição de rugosidade revela um típico perfil de brunimento platô, assim como os parâmetros característicos da família R_k , completamente compatíveis com as especificações de motores diesel modernos, atualmente em produção.

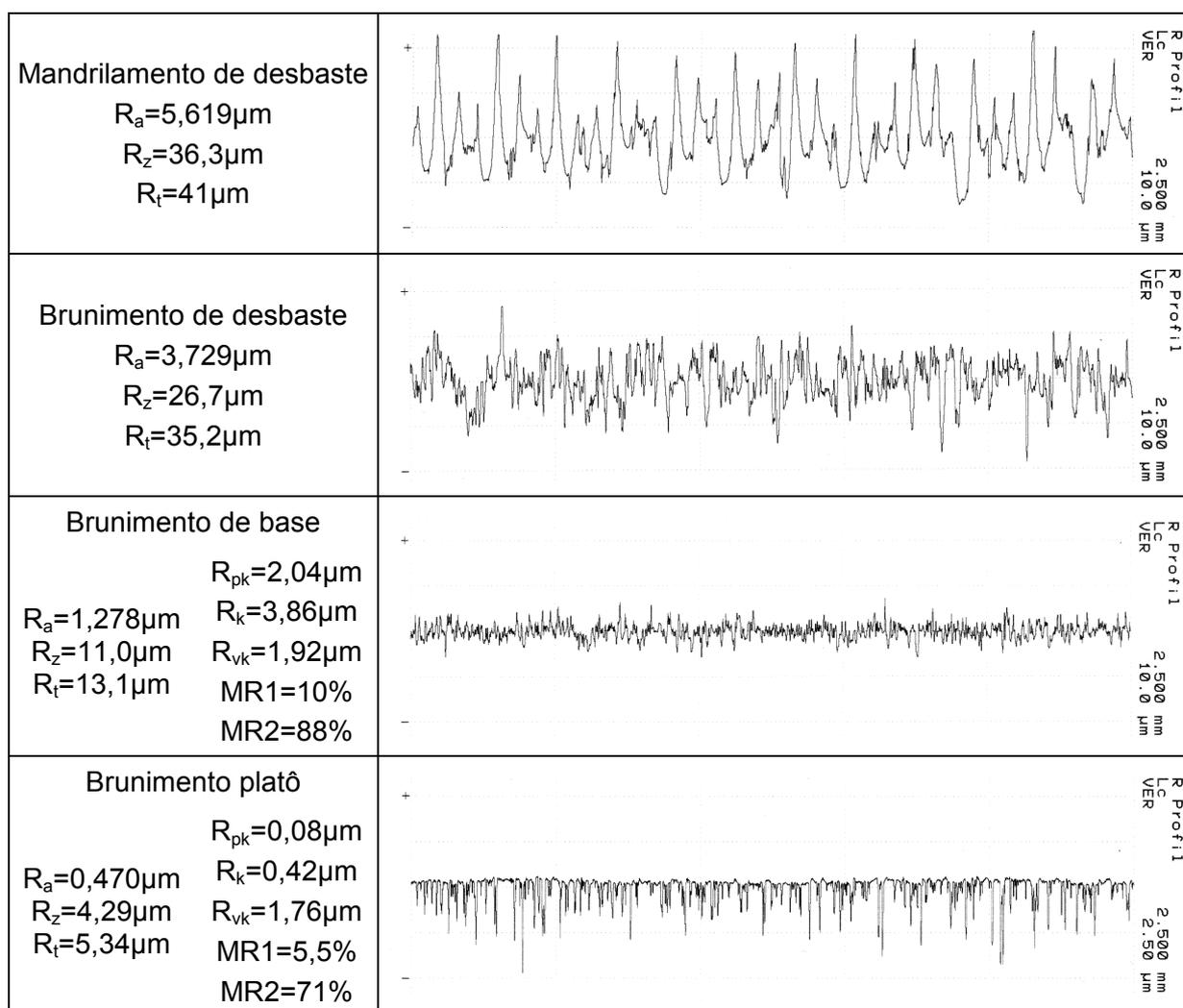


Figura 6.4 – Resultados de rugosidade obtidos ao longo das etapas do processo.

Também foram realizadas análises da textura brunida através da impressão

da superfície brunida⁶⁰. Algumas micrografias obtidas a partir de impressões da superfície brunida em acabamento são apresentadas na Figura 6.5. As micrografias mostram uma textura típica de brunimento platô, com características de um brunimento de excelente qualidade. Observam-se os sulcos de brunimento paralelos entre si, e o não aparecimento de sulcos provenientes da etapa de brunimento de desbaste, que apresentariam um ângulo de inclinação muito menor. Verifica-se ainda que os sulcos de brunimento são contínuos e os cruzamentos têm pouca sobreposição de material, o que caracteriza um processo com pouca deformação da superfície, desejável ao bom desempenho do motor.

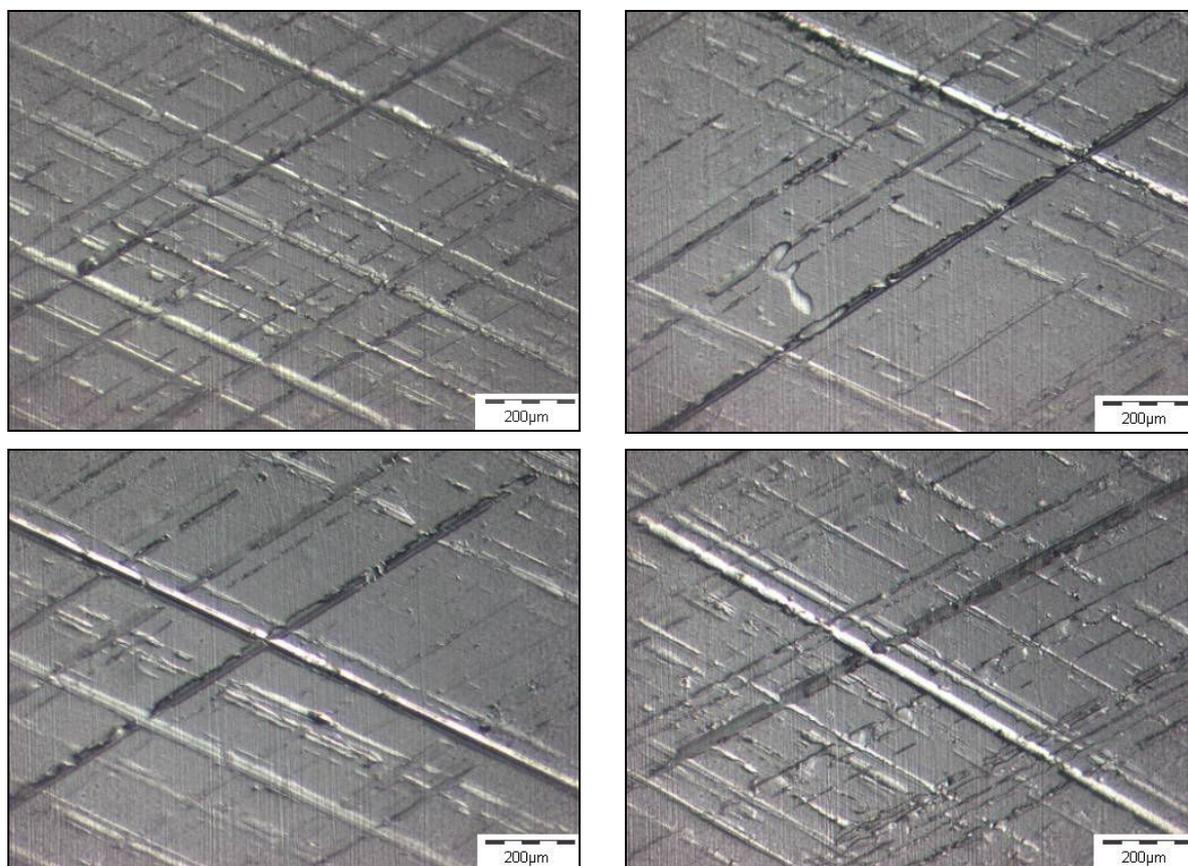


Figura 6.5 – Impressões da superfície brunida em acabamento.

As análises da superfície dos cilindros dos blocos de motores brunidos em acabamento indicaram resultados de rugosidade típicos de brunimento platô de

⁶⁰ A textura do cilindro foi avaliada por meio de impressões da superfície pelo método denominado fax-filme, amplamente utilizado nesse tipo de análise. O método consiste na dissolução parcial de uma folha de acetato sobre a superfície da peça, com auxílio de solvente, imprimindo na folha de acetato a textura da peça.

motores diesel atuais, como também excelentes características de textura da peça. Desse modo, comprovou-se que o método de usinagem de cilindros proposto, que consiste no brunimento em três etapas realizado diretamente após o mandrilamento de desbaste, permitiu alcançar excelentes resultados de rugosidade e textura do cilindro brunido, dentro dos parâmetros atuais de fabricação.

6.3 Erros de forma dos cilindros

O erro de forma dos cilindros foi avaliado em todos os blocos de motores brunidos, utilizando-se um comparador digital de diâmetros internos. Os diâmetros foram medidos em 5 alturas (10, 40, 70, 105, e 140mm da face superior do cilindro) e duas direções (0 e 90°) em cada um dos cilindros, possibilitando tanto a quantificação da remoção de material pelo brunimento, quanto uma estimativa dos erros de forma dos cilindros.

Na Figura 6.6, são apresentados diagramas de distribuição de freqüência dos resultados estimados de erros de forma medidos com comparador digital de diâmetros em cilindros brunidos sob a condição C1.

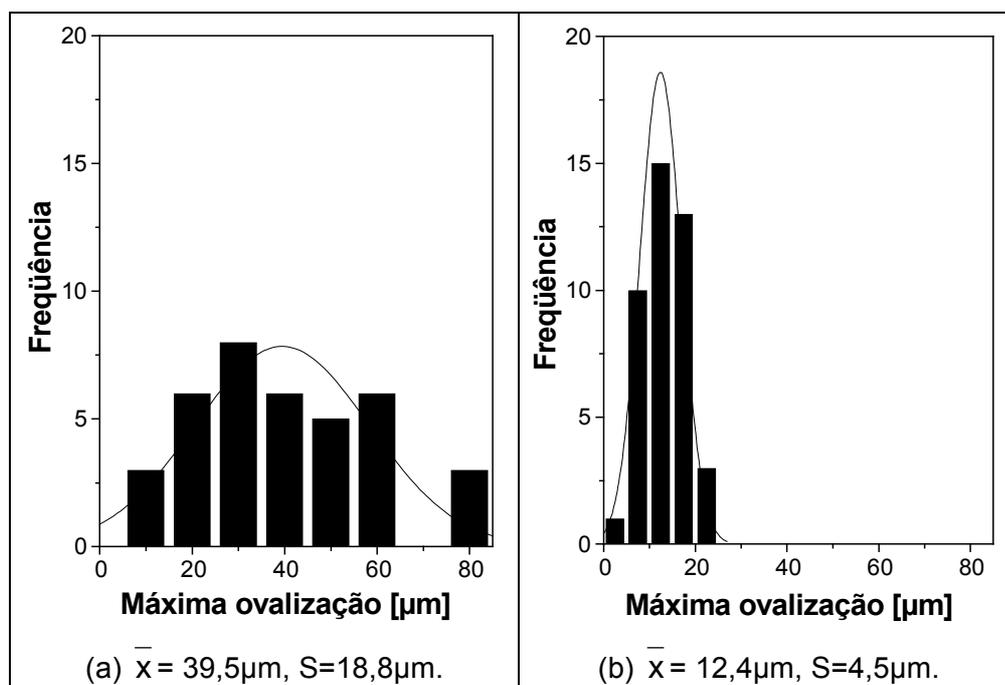


Figura 6.6 – Máxima ovalização das medidas a 0 e 90°, em 5 alturas, medida com comparador digital de diâmetros, em blocos de motores (a) antes e (b) após brunimento de desbaste, na condição C1.

São apontados os valores da máxima variação do diâmetro entre 0 e 90° (máxima ovalização), dentre as 5 alturas medidas de cada cilindro. Os gráficos indicam os valores medidos antes e após o brunimento de desbaste. Na Figura 6.7, encontram-se os resultados referentes à condição C2, na qual se realizou a remoção de 0,5mm de material, empregando-se ferramenta com 8 segmentos de brunir.

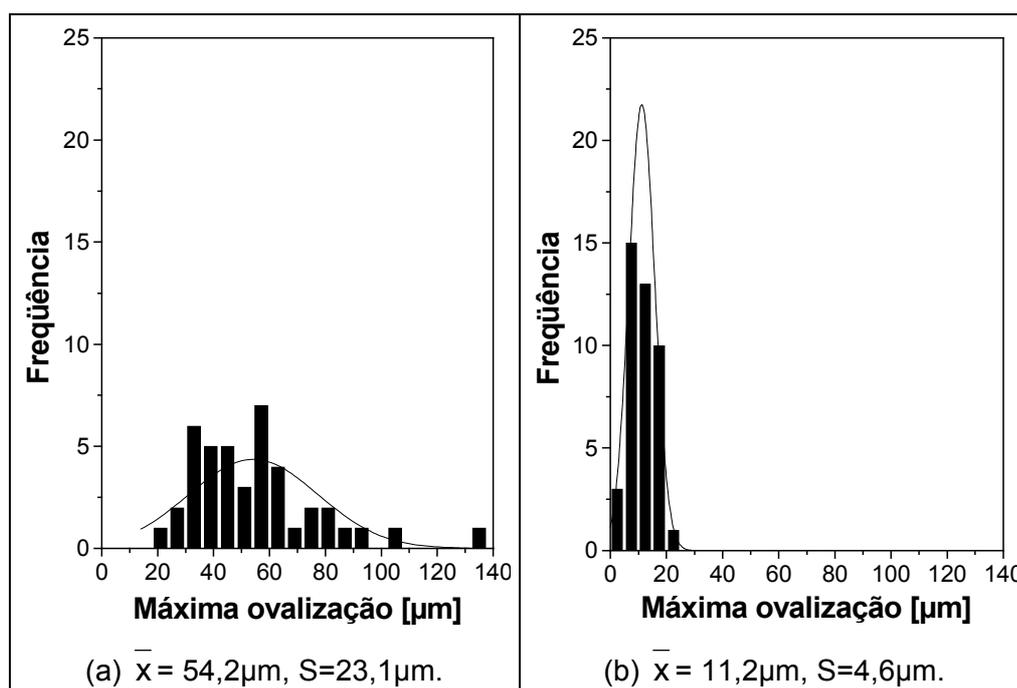


Figura 6.7 – Máxima ovalização das medidas a 0 e 90°, em 5 alturas, medida com comparador digital de diâmetros, em blocos de motores (a) antes e (b) após brunimento de desbaste, na condição C2.

Os resultados de ambas as condições experimentais demonstram que o processo de mandrilamento de desbaste pode gerar tanto cilindros com uma geometria bastante próxima da desejada, como também cilindros com elevada deformação. Na amostragem realizada, o mandrilamento de desbaste gerou cilindros com ovalização máxima entre 8µm, no melhor caso, e 137µm, na situação medida menos favorável. Isso pode ser perfeitamente entendido pela variação da condição de corte da ferramenta durante sua vida, em um processo de usinagem que envolve elevados esforços de corte, associados à remoção de um sobrematerial de 3 a 4mm no raio, nesse caso por uma ferramenta de 5 insertos de corte simultâneo. Os resultados de máxima ovalização após o brunimento de desbaste apresentam uma

grande redução em relação ao mandrilamento de desbaste, assim como uma dispersão significativamente menor, ou seja, indicam uma maior estabilidade do processo. Os resultados analisados individualmente também revelam uma baixa correlação entre o erro de forma do cilindro mandrilado em desbaste com o erro de forma do cilindro brunido em desbaste, isto é, o processo de brunimento de desbaste mostrou-se pouco sensível à condição de deformação do cilindro anterior ao brunimento de desbaste. O cálculo do coeficiente de correlação entre as máximas variações do diâmetro antes e após o brunimento de desbaste resultou em 0,19, para C1, e em 0,41, para C2, o que confirma a robustez do brunimento de desbaste frente às variações de forma do cilindro mandrilado em desbaste. O emprego de alta velocidade de corte também demonstrou evitar o surgimento de conicidade nos cilindros. Em função das dimensões da peça, a restrição de passagem da ferramenta na parte inferior do cilindro deveria levar ao emprego de estratégias de minimização da conicidade, tal como o emprego de brunimento de curso curto (LYSENKO, 1980). Estes recursos não foram sequer necessários, uma vez que o brunimento em alta velocidade mostrou-se muito eficiente e estável na remoção do material na região com restrição de passagem da ferramenta. Tal efeito pode ser atribuído ao tempo necessário para a inversão de movimento que, em uma situação de elevada rotação, gera uma maior remoção de material nas extremidades do cilindro.

Uma medição ainda mais precisa dos erros de forma das peças também foi realizada empregando-se um circularímetro. A Figura 6.8 ilustra alguns resultados gráficos de medições de forma de cilindros mandrilados em desbaste. Observa-se que o mandrilamento de desbaste, por ser uma usinagem muito severa e que envolve elevados esforços de corte, gera cilindros com grandes deformações.

Já na Figura 6.9, são exibidos resultados típicos obtidos após o brunimento de desbaste, processo que demonstra uma grande capacidade de correção dos desvios de forma provenientes do mandrilamento de desbaste, atingindo resultados de cilindridade normalmente entre 15 e 20 μ m, independente da condição de deformação anterior do cilindro. As medições de forma após o brunimento de desbaste indicaram uma elevada robustez desse processo para a correção dos elevados erros de forma gerados no mandrilamento de desbaste.

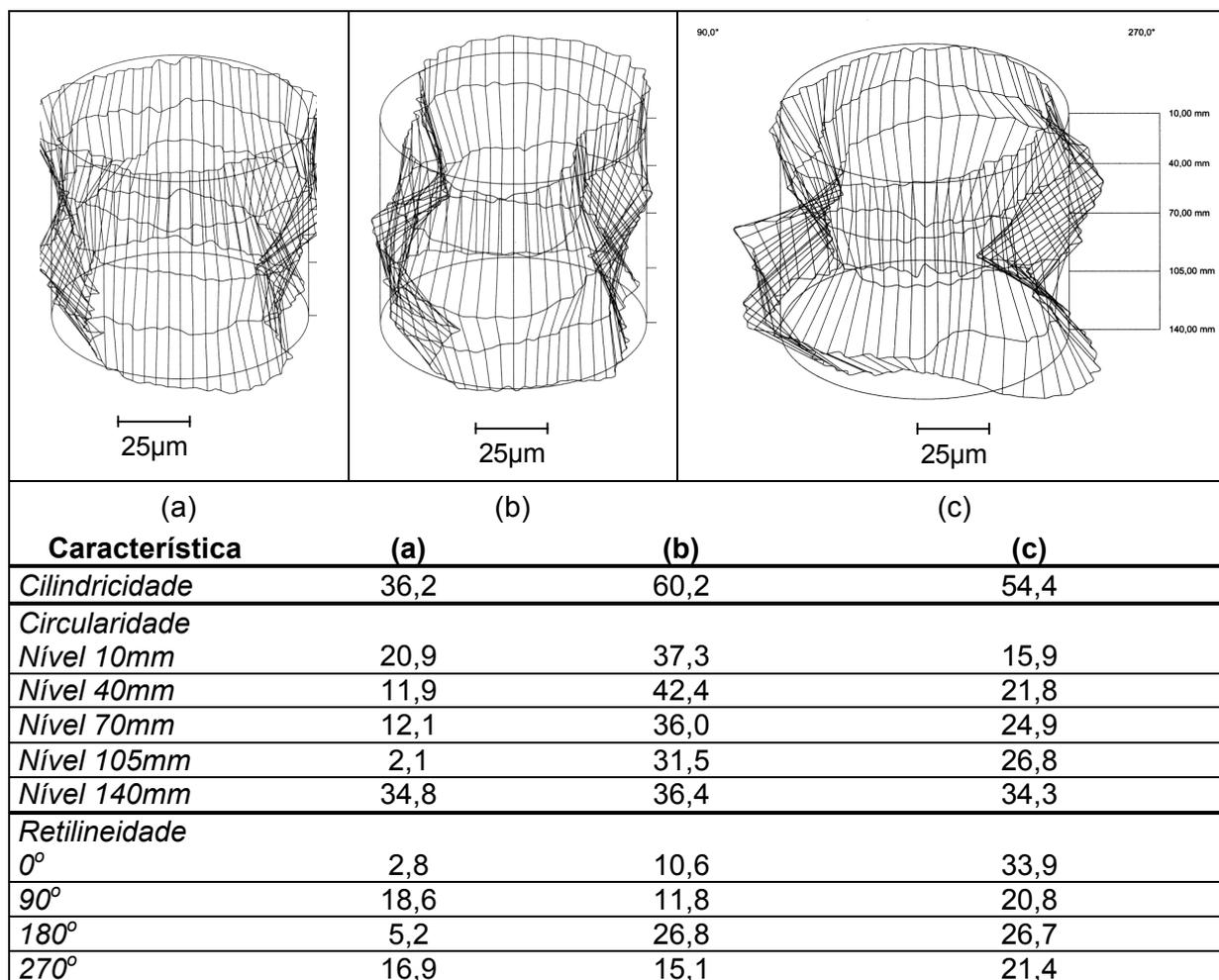


Figura 6.8 – Exemplos de medições de erros de forma em cilindros mandrilados em desbaste.

Com o objetivo de comprovar a possibilidade de obtenção de cilindros conforme o especificado a partir do processo proposto, no qual se realizou o brunimento de desbaste diretamente após o mandrilamento de desbaste, foram efetuadas as etapas complementares de acabamento do cilindro, isto é, brunimento de base e de platô, em dois blocos de motores brunidos em desbaste na condição C2. Na Figura 6.10, são ilustradas algumas medições de erros de forma dos cilindros ao longo das quatro etapas de usinagem e os resultados correspondentes. Os valores logo abaixo da figura apontam a melhoria na geometria do cilindro ao longo do processo. Após a etapa final de brunimento, os resultados de cilindridade, circularidade e retilidade apresentam-se dentro dos limites especificados, tomados como referência.

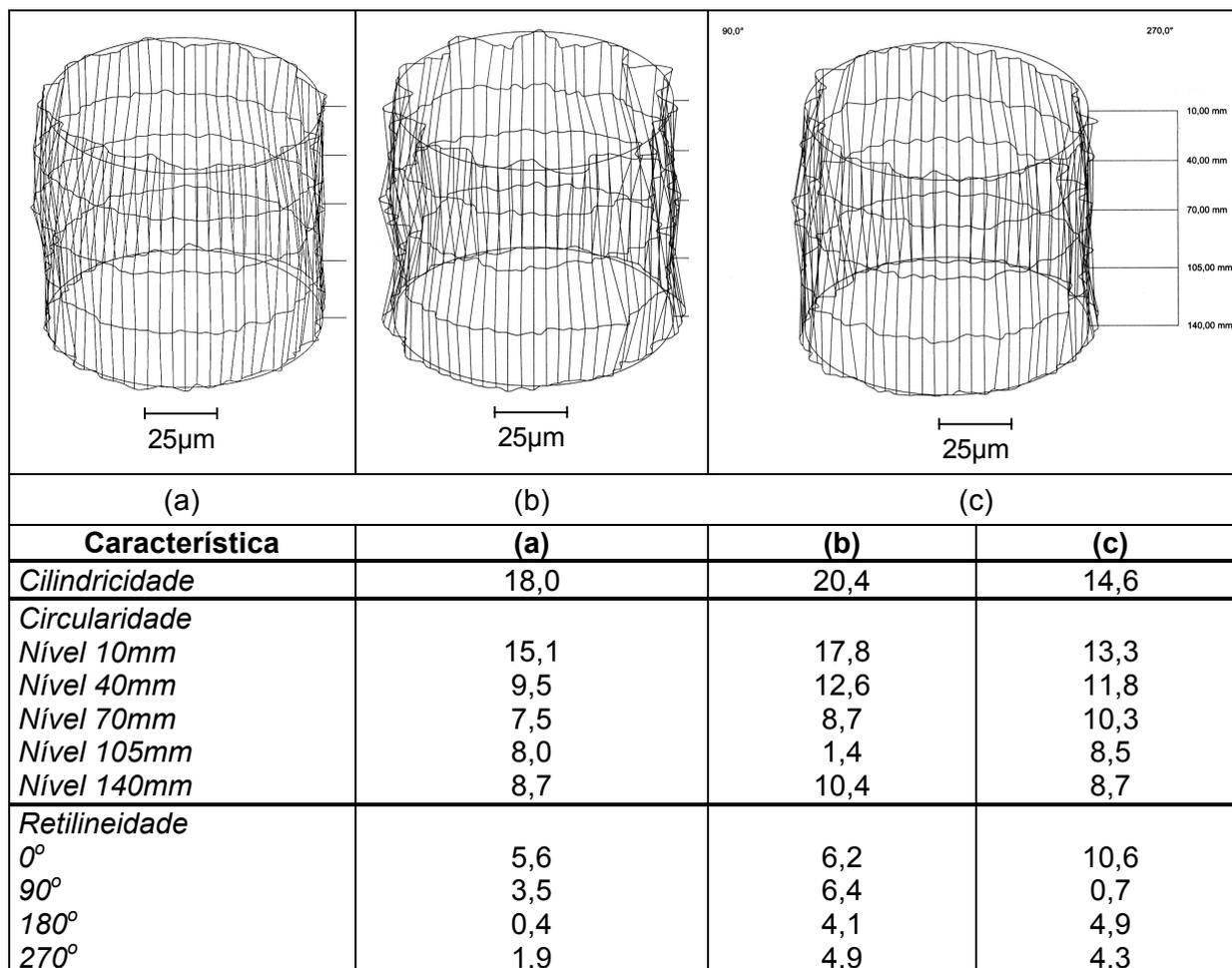


Figura 6.9 – Exemplos de medições de erros de forma em cilindros brunidos em desbaste.

Os resultados médios das medições de erros de forma ao longo das etapas de processo são descritos na Tabela 6.2. Nessa tabela, são apresentadas as médias dos resultados, os desvios padrão e os intervalos de confiança das médias para 95% de confiança, medidos em um bloco mandrilado em desbaste (6 cilindros) e dois blocos (12 cilindros) brunidos em desbaste, base e platô.

A última coluna da Tabela 6.2 mostra valores usuais de especificação de erros de forma para cilindros de motores diesel atuais. Verifica-se que todos os resultados obtidos, após brunimento platô, encontram-se dentro dos limites especificados. Os valores médios de retilidade obtidos não chegam a atingir 25% da especificação de referência. Os resultados médios de circularidade também se encontram abaixo dos limites especificados, normalmente não ultrapassando 50% dos limites de especificação. Somente ao nível de 10mm a circularidade apresenta valores mais próximos ao limite de especificação, o que se deve a ondulações na parte superior dos cilindros, ocasionadas por vibrações do sistema

máquina/peça/ferramenta. Tal vibração também contribuiu para o aumento da cilindridade média que, ainda assim, resultou em apenas 76% do limite de especificação.

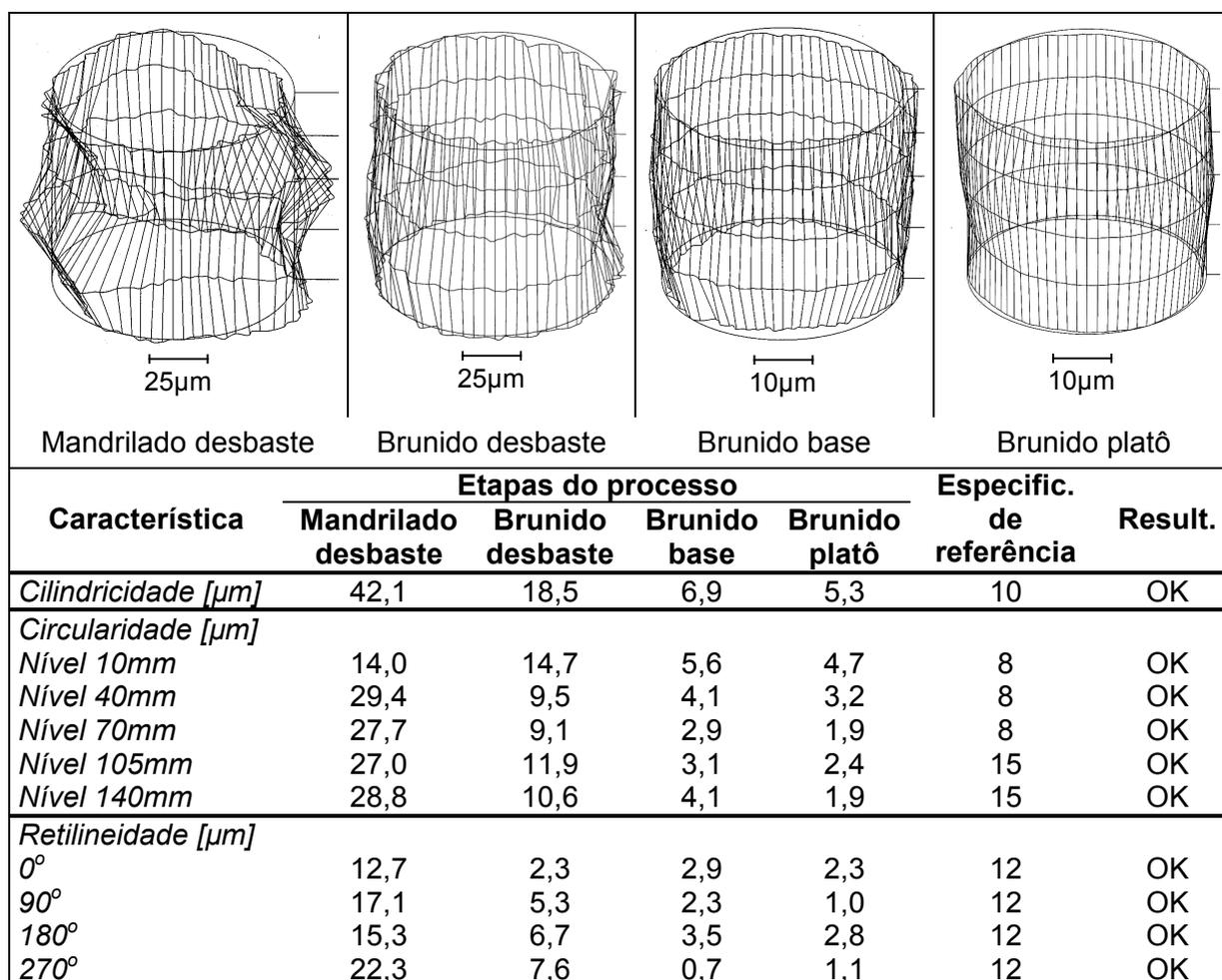


Figura 6.10 – Evolução dos erros de forma do cilindro ao longo das etapas do processo.

Salvo a ocorrência de ondulações na parte superior do cilindro, que demanda um trabalho à parte para a eliminação da vibração do sistema máquina/peça/ferramenta empregado, os resultados de forma dos cilindros mostraram-se muito bons e dentro de limites considerados usuais para motores diesel atualmente em fabricação.

Os resultados de forma obtidos dos cilindros brunidos em acabamento, nos quais as etapas de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento foram eliminadas, comprovam a possibilidade do processo proposto na presente tese em obter produtos dentro dos padrões de qualidade atualmente exigidos.

Tabela 6.2 – Resultados médios de erros de forma obtidos ao longo das etapas de usinagem.

Característica	Etapas do processo								Especificação de referência
	Mandrillado desbaste		Brunido desbaste		Brunido base		Brunido platô		
	\bar{x}	S	\bar{x}	S	\bar{x}	S	\bar{x}	S	
<i>Cilindricidade [μm]</i>	45,1	9,8	18,8	3,2	9,4	1,5	7,6	1,2	10
μ	45,1 \pm 10,3		18,8 \pm 1,9		9,4 \pm 1,0		7,6 \pm 0,8		
<i>Circularidade [μm]</i>									
Nível 10mm	22,3	9,5	13,9	2,6	6,8	1,6	5,9	1,6	8
Nível 40mm	25,1	10,6	10,6	2,0	5,3	1,1	4,5	1,2	8
Nível 70mm	23,7	8,1	7,8	2,3	3,1	0,8	2,5	0,9	8
Nível 105mm	25,6	4,6	11,8	2,9	3,9	1,2	3,0	0,9	15
Nível 140mm	33,2	5,3	10,7	1,9	4,3	1,4	3,5	1,5	15
μ	26 \pm 3,1		11 \pm 0,8		4,7 \pm 0,5		3,9 \pm 0,4		
<i>Retilidade [μm]</i>									
0°	12,8	11,1	7,4	3,1	3,5	1,5	2,6	1,1	12
90°	16,2	3,8	4,9	2,6	2,9	0,8	2,3	0,9	12
180°	18,8	8,8	6,1	2,8	3,0	1,6	2,2	1,2	12
270°	14,8	7,1	4,3	1,9	1,9	1,7	1,7	0,9	12
μ	15,6 \pm 3,3		5,7 \pm 0,8		2,8 \pm 0,4		2,2 \pm 0,3		

6.4 Síntese dos resultados de brunimento obtidos com blocos de motor

Os experimentos conduzidos com blocos de motores proporcionaram importantes conclusões e comprovações a respeito do método de usinagem de cilindros proposto nesta tese, permitindo assim uma aplicação real desse método. Os estudos comprovaram inicialmente o resultado de vida de ferramenta (relação G) que havia sido obtido com camisas de cilindro, empregando ferramenta de brunir com 6 segmentos. Passando-se para uma ferramenta de 8 segmentos de brunir, realizou-se de fato a remoção de material de 0,5mm no diâmetro, sob os parâmetros definidos pela condição C2. Sob esses parâmetros foram realizadas análises do erro de forma e da rugosidade da peça, gerados pelo brunimento de desbaste. Os resultados apresentaram uma elevada robustez do brunimento frente aos elevados desvios de forma provenientes do mandrilamento de desbaste, demonstrando excelentes condições de correção desses desvios. A rugosidade da peça gerada pelo brunimento de desbaste mostrou-se compatível com os padrões de rugosidade normalmente obtidos no processo tradicional de brunimento de platô, portanto, é compatível com a remoção de material da operação subsequente do processo.

Os resultados obtidos a partir do brunimento de acabamento de alguns blocos de motores comprovam a possibilidade defendida pela presente tese, quanto à possibilidade de eliminação das etapas de processo de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento, sem prejuízo para os níveis de qualidade exigidos pelos motores atualmente em produção. Os resultados obtidos dos cilindros brunidos em acabamento demonstram que as especificações do produto podem ser alcançadas, mesmo em situações adversas ainda não contornadas, nas quais houve a ocorrência de vibração na parte superior do cilindro. A ocorrência de vibração deve-se a um efeito combinado entre a máquina, a ferramenta e a peça, dentro da situação de usinagem imposta. Nesse caso, verifica-se que há a necessidade de otimização de um ou mais elementos, tais como frequências naturais do equipamento, formas de fixação da ferramenta à máquina ou mesmo a configuração da própria ferramenta, alterando-se a disposição dos segmentos abrasivos de brunimento, para a situação do bloco de motor empregado. Ressalta-se que as marcas de vibração não foram observadas nos corpos-de-prova com geometria de camisas de cilindro, conforme já apresentado em 5.8, em que foram alcançados resultados ainda melhores. Por fim, a análise da textura da peça, tanto pela medição de rugosidade quanto pela análise de imagem, revelou resultados típicos de brunimento platô, comprovando que as superfícies se encontram perfeitamente dentro dos padrões de qualidade exigidos atualmente para motores diesel.

Os experimentos com blocos de motores foram de fundamental importância para a comprovação dos resultados levantados com ensaios em corpos-de-prova. Contribuem decisivamente na comprovação da hipótese da presente tese, que defende a eliminação das etapas de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento, sem prejuízos para os parâmetros de qualidade necessários. A aplicação do método proposto a um componente real em ferro fundido vermicular trouxe respostas concretas e elucidadoras a questionamentos levantados ao longo do trabalho. Também permitiu mostrar que alguns itens pontuais ainda poderão ser melhor otimizados, com destaque para a adequação da máquina ferramenta para trabalhar com velocidades de corte de 250m/min ou até mesmo maiores, possibilitando explorar de forma plena o potencial identificado com o brunimento em alta velocidade.

6.5 Análise da viabilidade econômica

Os processos de usinagem em série de cilindros de blocos de motores empregam, na grande maioria dos casos, uma das duas soluções seguintes:

- ✓ Opção 1: Três operações de mandrilamento seguidas de três etapas de brunimento (3M+3B);
- ✓ Opção 2: Duas operações de mandrilamento, no qual há uma única ferramenta realizando mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento, seguidas de três etapas de brunimento (2M+3B);

Tendo em vista um dos objetivos desta tese de propor uma solução tecnológica de menor custo para a usinagem de cilindros em ferro fundido vermicular, os métodos de usinagem de cilindros supracitados foram comparados com a solução proposta:

- ✓ Opção 3: Processo proposto com uma única operação de mandrilamento seguida de três etapas de brunimento (1M+3B);

Na Tabela 6.3, apresenta-se um detalhamento das etapas de processamento consideradas para cada uma das opções de usinagem de cilindros, indicando-se a evolução do diâmetro da peça ao longo do processo de fabricação, para um cilindro hipotético com diâmetro final de 80mm.

De posse das características de cada uma das três opções de usinagem de cilindros, um estudo comparativo de custos foi gerado a partir das seguintes premissas:

- ✓ Custo de aquisição de centro de usinagem horizontal, considerada na simulação de custos como a máquina ferramenta empregada nas diferentes operações de mandrilamento dos cilindros: 1.200.000 U.M.⁶¹;
- ✓ Custo de aquisição de uma brunidora vertical com dois fusos: 1.800.000 U.M. Considera-se como brunidora vertical um equipamento convencional de brunimento de curso longo adequado para a realização de brunimento de desbaste no primeiro fuso e com capacidade para efetuar as operações de brunimento de base e de platô combinados em uma ferramenta de dupla expansão, no segundo. Não se considerou um

⁶¹ A sigla U.M. é empregada para denominar “unidade monetária”. Na ocasião do cálculo, o valor de 1 U.M. equivale a 1 Real.

possível impacto no preço da brunidora, para mais ou para menos, devido a sua adequação para a realização do brunimento de desbaste com elevadas taxas de remoção de material.

- ✓ Custos de manutenção: 5% do valor do equipamento ao ano;
- ✓ Custos com pessoal: não inclusos;
- ✓ Tipo de bloco de motor considerado: bloco de motor em ferro fundido vermicular com 6 cilindros com configuração em V. Dimensões dos cilindros conforme citado em 3.2.3;
- ✓ Volume de produção: 50.000 peças por ano, em regime de 3 turnos, durante 8 anos;
- ✓ Critério de rentabilidade: EVA de 5%;
- ✓ A planilha de cálculos empregada leva em conta, ainda, itens como taxa de remuneração de ativos, perdas com refugos e devoluções, além de outros parâmetros, os quais foram mantidos constantes para as comparações realizadas.

Tabela 6.3 – Comparação dos processos de mandrilamento e brunimento.

	Etapas de mandrilamento			Etapas de brunimento		
	desbaste	semi-acabam.	acabam.	desbaste	base	platô
<i>Opção 1: processo convencional (3M+3B)</i>						
<i>Diâmetro anterior [mm]</i>	74,00	79,00	79,60	79,900	79,950	79,995
<i>Diâmetro posterior [mm]</i>	79,00	79,60	79,90	79,950	79,995	80,000
<i>Material removido, no diâmetro [mm]</i>	5,00	0,60	0,30	0,050	0,045	0,005
<i>Opção 2: processo convencional com operações de mandrilamento conjugadas (2M+3B)</i>						
<i>Diâmetro anterior [mm]</i>	74,00	79,00		79,900	79,950	79,995
<i>Diâmetro posterior [mm]</i>	79,00	79,90		79,950	79,995	80,000
<i>Material removido, no diâmetro [mm]</i>	5,00	0,90		0,050	0,045	0,005
<i>Opção 3: proposta atual de brunimento de desbaste (1M+3B)</i>						
<i>Diâmetro anterior [mm]</i>	74,00	ETAPAS ELIMINADAS		79,450	79,950	79,995
<i>Diâmetro posterior [mm]</i>	79,45			79,950	79,995	80,000
<i>Material removido, no diâmetro [mm]</i>	5,45			0,500	0,045	0,005

Os dados tecnológicos empregados para a determinação dos tempos de utilização dos equipamentos são detalhados na Tabela 6.4. Os dados para o cálculo dos custos de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento foram obtidos de uma aplicação real de fabricação seriada, em centro de usinagem. Os parâmetros de mandrilamento citados por Reuter (2005) referem-se a mandrilamento e desbaste, e uma segunda operação conjugada de semi-acabamento e acabamento, em equipamentos de mandrilamento dedicados.

Tabela 6.4 – Parâmetros tecnológicos para cálculos comparativos de custos de fabricação de um bloco de motor com 6 cilindros.

Processo	z [insertos ou segmentos]	T_{ef} [min/peça]	T_t [min/peça]	Tempo disponível ⁶² [h/ano]	Taxa de utilização do equipamento
<i>Mandrilamento desbaste (REUTER, 2005)</i>	6	1,29	1,53	5100	25%
<i>Mandrilamento semi-acabamento + acabamento (REUTER, 2005)</i>	6 (3 semi-acab. + 3 acab.)	1,77	2,01	5100	33%
<i>Mandrilamento semi-acabamento</i>	5	2,63	2,87	5100	47%
<i>Mandrilamento acabamento</i>	6	2,74	2,98	5100	49%
<i>Brunimento desbaste (convencional) (KLINK; FLORES, 2000)</i>	12	3,0	4,5	5100	100% ⁶³
<i>Brunimento base (KLINK; FLORES, 2000)</i>	6	3,0	6,0	5100	100%
<i>Brunimento platô (KLINK; FLORES, 2000)</i>	6	1,5			
<i>Brunimento desbaste (remoção 500µm)</i>	8	3,0	4,5	5100	100%

O cálculo do custo de ferramentas consumíveis por peça, pelas diferentes possibilidades, é realizado conforme descrito na Tabela 6.5.

Na composição do custo de usinagem dos cilindros, encontram-se os custos de ferramentas consumíveis, já calculados na Tabela 6.5, e os referentes ao

⁶² Calculado para 250 dias por ano, com disponibilidade de 85% do total de 24h.

⁶³ Equipamentos de brunimento considerados totalmente dedicados, em função de sua baixa flexibilidade para a realização de outras operações de usinagem.

investimento, que foram calculados com base nos custos de aquisição de equipamentos e nas premissas contábeis citadas, proporcionalmente à taxa de utilização do equipamento, como apresentado na Tabela 6.4.

Tabela 6.5 – Cálculo de custos de ferramentas consumíveis.

Etapa de processo	z [insertos ou segmentos]	Custo por inserto ou segmento [U.M.]	Vida da ferramenta ⁶⁴ [cilindros]	Custo de ferramenta por cilindro [U.M.]	Custo de ferramenta por bloco (6 cil.) [U.M.]
<i>Mandrilamento desbaste (REUTER, 2005)</i>	6	31,20	660	0,28	1,70
<i>Mandrilamento semi-acab. + acabamento (REUTER, 2005)</i>	6	146,24	1350	0,65	3,90
<i>Mandrilamento semi-acabamento</i>	4	46,55	1280	0,18	1,09
<i>Mandrilamento acabamento</i>	6	146,24	1680	0,52	3,13
<i>Brunimento desbaste (convencional) (KLINK; FLORES, 2000)</i>	12	100,00	10000	0,12	0,72
<i>Brunimento base (KLINK; FLORES, 2000)</i>	6	100,00	20000	0,03	0,18
<i>Brunimento platô (KLINK; FLORES, 2000)</i>	6	100,00	30000	0,02	0,12
<i>Brunimento desbaste (remoção 500µm)</i>	8	100,00	6035	0,13	0,80

A comparação direta dos custos de usinagem dos cilindros do citado bloco de motor é realizada na Tabela 6.6, na qual estão discriminados os custos referentes ao investimento, proporcionais à taxa de utilização do equipamento e os custos relativos ao desgaste de ferramentas consumíveis, associados à vida das ferramentas consideradas. Os mesmos resultados somados são mostrados graficamente na Figura 6.11.

⁶⁴ O valor de vida da ferramenta utilizado considera a utilização de todos os gumes dos insertos.

Tabela 6.6 – Composição dos custos para os três diferentes métodos de usinagem de cilindros.

Etapa do processo	Custos com ferramentas consumíveis por bloco [U.M.]	Custos por bloco associados ao investimento em equipamentos [U.M.]
<i>Opção 1: processo convencional (3M+3B)</i>		
<i>Mandrilamento desbaste</i>	1,70	4,32
<i>Mandrilamento semi-acabamento</i>	1,09	8,2
<i>Mandrilamento acabamento</i>	3,13	8,63
<i>Brunimento desbaste (convencional)</i>	0,72	11,56
<i>Brunimento base</i>	0,18	11,56
<i>Brunimento platô</i>	0,12	
Subtotal	6,94	44,27
<i>Opção 2: processo convencional com operações de mandrilamento conjugadas (2M+3B)</i>		
<i>Mandrilamento desbaste</i>	1,70	4,32
<i>Mandrilamento semi-acabamento + acabamento</i>	3,90	5,9
<i>Brunimento desbaste (convencional)</i>	0,72	11,56
<i>Brunimento base</i>	0,18	11,56
<i>Brunimento platô</i>	0,12	
Subtotal	6,62	33,34
<i>Opção 3: proposta atual de brunimento de desbaste (1M+3B)</i>		
<i>Mandrilamento desbaste</i>	1,70	4,32
Brunimento desbaste (remoção 500μm)	0,80	11,56
<i>Brunimento base</i>	0,18	11,56
<i>Brunimento platô</i>	0,12	
Subtotal	2,80	27,44

O processo proposto na presente tese para a redução das etapas de usinagem de cilindros apresentou, na comparação de custos realizada, uma redução tanto dos custos de ferramentas quanto dos custos associados ao investimento. Considerando-se o custo com ferramentas consumíveis, a estratégia proposta (opção 3: 1M+3B) permite uma redução de aproximadamente 60% em relação aos outros dois métodos avaliados (opções 1 e 2). Comparando-se os custos totais, tal redução é de 25% em relação à opção 2 e mais de 40% em relação à opção 1. Essa comparação de custos é feita a partir de premissas específicas e é válida para um determinado momento econômico. Entretanto, os dados fornecidos permitem que cálculo similar seja realizado para outras situações, permitindo atualizar os valores comparativos. Esses resultados compreendem um estudo final de viabilidade

econômica complementar aos estudos técnicos já apresentados, que comprovam, também sob o aspecto econômico, a ampla vantagem do processo de usinagem proposto nesta tese (opção 3) em relação aos métodos atualmente empregados (opções 1 e 2). Para um volume de produção de 50.000 peças por ano, o ganho com a utilização do método de usinagem proposto em relação à opção 1 seria maior do que 1 milhão de U.M., e em relação à opção 2, o ganho seria próximo a 500 mil U.M. por ano.

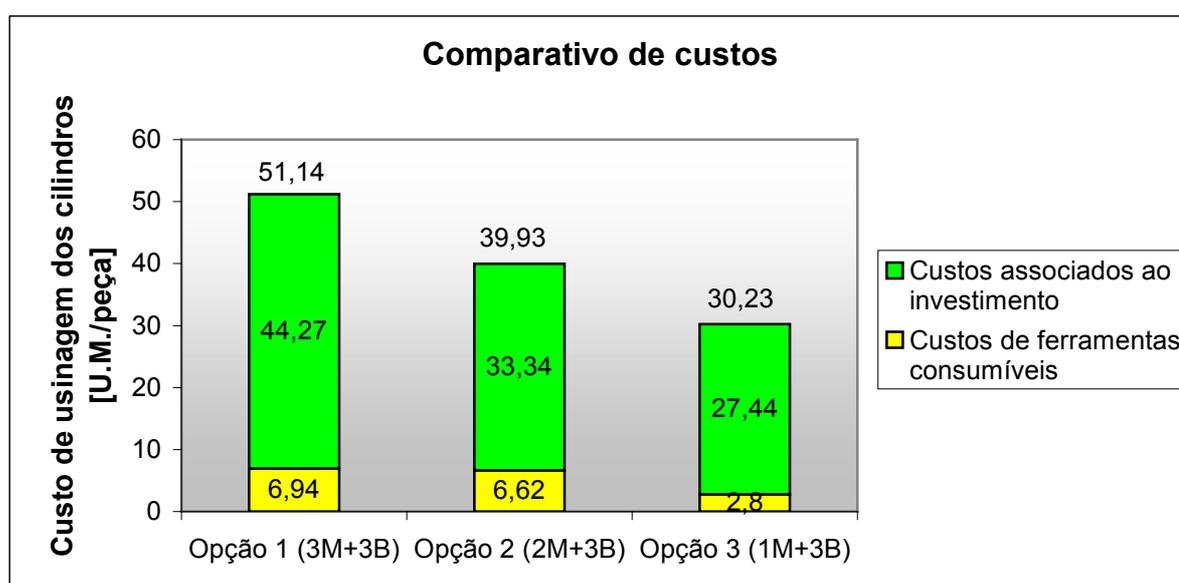


Figura 6.11 – Comparativo da composição de custos na usinagem de cilindros sob diferentes estratégias de fabricação.

Adicionalmente aos ganhos financeiros, um aspecto fundamental consiste na análise do impacto ambiental da solução proposta. A eliminação dos processos de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento possibilita um significativo ganho em relação ao impacto ambiental, uma vez que ambas as operações utilizam fluidos de corte e geram cavacos impregnados com esse fluido.

Os resultados experimentais deste trabalho indicam o uso de emulsão como mais adequada. Esta apresenta maiores problemas de descarte e requer maiores cuidados de manutenção em relação às soluções sintéticas, que são ecologicamente mais indicadas, mas pode perfeitamente ser utilizada desde que os devidos cuidados para evitar sua deterioração sejam tomados. Muito embora alguns autores, citados em 2.3.5.3, consideram o fluido integral como menos agressivo ao meio ambiente, em relação aos fluidos à base de água, especificamente no processo de brunimento há um significativo arraste desse fluido juntamente com os

finos cavacos gerados, formando uma lama com grande quantidade de óleo. Já em presença de fluidos a base de água, seja emulsão ou solução sintética, a separação dos finos cavacos do fluido de corte é muito facilitada pela evaporação da água, melhorando muito suas características para o seu reaproveitamento, seguindo os conceitos de “Produção mais Limpa”, citados por Alves e Oliveira (2007). Tal aspecto é ainda mais importante no caso do brunimento com altas taxas de remoção de material, em função do maior volume de cavacos gerados. Adicionalmente, as elevadas velocidades de corte levam a uma significativa formação de névoa, no caso de fluido de corte integral, o que não ocorre com o emprego de fluidos à base de água.

De um modo geral, pode-se afirmar que a solução para usinagem de cilindros proposta nesta tese minimiza os impactos ambientais, uma vez que elimina etapas utilizadoras de fluido de corte e emprega, no brunimento, fluidos à base de água, minimizando a contaminação dos cavacos gerados.

6.6 Considerações referentes às seções de discussão e análise dos resultados

O método experimental empregado no desenvolvimento da presente tese permitiu uma geração de dados e de conhecimentos muito rica, uma vez que se partiu de uma pesquisa de base, buscando entender correlações e efeitos de diferentes variáveis. O entendimento dos resultados, à medida que foram sendo obtidos, possibilitaram que novas condições de pesquisa fossem delineadas, buscando superar as restrições do processo de brunimento quando na sua aplicação em condições severas de usinagem, com grande taxa de remoção de material. Ao longo das etapas experimentais, procurou-se uma convergência das condições de brunimento, através da eliminação dos resultados menos satisfatórios.

Muitos aspectos inovadores aparecem ao longo desta tese. Dentre esses, um dos mais significativas é exatamente a proposta concreta e comprovada da possibilidade de realização do brunimento de desbaste logo após o mandrilamento de desbaste. Propostas de processo similar para a usinagem de cilindros em ferro fundido vermicular consistiam no emprego do brunimento de desbaste como substituição do mandrilamento de acabamento, ou seja, substituindo-se uma etapa crítica na seqüência de fabricação. Porém, tal proposta não elimina etapas do

processo, mas faz uma substituição que não está vinculada a uma redução dos custos de fabricação, em virtude dos investimentos em equipamentos mais elevados para uma operação de brunimento em relação a uma operação de mandrilamento. Além desse aspecto maior de inovação, pode-se destacar, ao longo do trabalho, uma série de experimentos e análises muito raros ou mesmo nunca antes realizados em processos de brunimento, e certamente feitos de forma pioneira para o ferro fundido vermicular como material da peça. Desses aspectos destacam-se o emprego de velocidade de corte de até 250m/min, o levantamento de curvas de correlação da Relação G vs. Z para diferentes condições de brunimento, a adequação do tipo de grão abrasivo para a situação de brunimento em elevadas taxas de remoção específica, o estudo comparativo de diferentes fluidos de corte associados a medições de temperatura na peça, dentre outros. Esses estudos culminaram na contribuição fundamental da presente tese, que constitui na determinação de uma condição de usinagem que permite elevadas taxas de remoção de material associadas à elevada vida de ferramenta, efetivo resfriamento da peça, obtenção de baixos erros de forma e de rugosidade do cilindro, além de uma significativa redução dos custos de fabricação em relação a processos de fabricação otimizados atualmente empregados em produção seriada de blocos de motores.

Por se tratar de um processo de brunimento não convencional, com remoção de material da ordem de 0,5mm no diâmetro, o modo tradicional de medição em processo do diâmetro da peça através de sistema pneumático passa a não ser uma solução possível, com a tecnologia hoje disponível. Para essa situação, são necessárias outras opções de controle de processo, já disponíveis e empregadas em processos em série, tais como uma estação adicional de medição ou o controle automático com anel de diâmetro padrão, no qual o processo é interrompido no momento em que o anel entra no cilindro brunido, assim que este atinge o diâmetro desejado (NAGEL, 1975; HAASIS, 1982).

Para uma maximização do potencial do processo de brunimento de desbaste, sugere-se ainda que se busque a minimização da necessidade de remoção de material da peça, principalmente por meio da geração do cilindro em desbaste o mais próximo possível da posição desejada, evitando acúmulos de tolerâncias de fabricação. Assim, são minimizados esforços para a correção de posição do diâmetro pela brunidora, aquecimento da peça e desgaste dos segmentos abrasivos.

7 CONCLUSÕES

Após um período de mais de 10 anos de intensas pesquisas no campo de usinagem em ferro fundido vermicular, a operação de mandrilamento de cilindros, que inicialmente apresentava vida de ferramenta em níveis industrialmente restritivos, evoluiu para níveis aceitáveis para a aplicação industrial, porém, ainda permanecendo como uma operação crítica e dispendiosa, principalmente se comparada à operação equivalente em ferro fundido cinzento.

O processo de brunimento de desbaste como substituição ao mandrilamento de acabamento é citado algumas vezes na literatura como alternativa para diferentes tipos de peças. No caso de blocos de motores em ferro fundido vermicular, tal processo também é citado como uma possibilidade de substituição do mandrilamento de acabamento. Os trabalhos publicados nessa área constituem estudos iniciais que comprovam a possibilidade de se atingir elevadas taxas de remoção, demonstrando uma potencial aplicação do processo. Revelam, entretanto, haver a necessidade de maiores desenvolvimentos buscando alcançar uma viabilidade técnica e econômica. Na literatura, o brunimento de desbaste do ferro fundido vermicular aparece como uma operação adicional de brunimento, o que onera significativamente o processo como um todo. Adicionalmente, a vida dos segmentos abrasivos de brunimento aparece como um grande limitante, atingindo valores extremamente baixos.

Com base nessas constatações, a presente tese propôs viabilizar a eliminação das etapas de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento, através do desenvolvimento do brunimento de desbaste, mantendo-se constante o número de etapas de brunimento. Esse e outros objetivos já enunciados foram plenamente alcançados, como se pode constatar a partir dos principais resultados relatados a seguir.

O brunimento com elevadas taxas de remoção de material, da ordem de $0,25\text{mm}^3/(\text{mm}^2\cdot\text{s})$, foi um dos objetivos traçados e que foi alcançado já nos experimentos em bancada experimental. Nesses, alcançou-se taxas de remoção de material da ordem de até $0,6\text{mm}^3/(\text{mm}^2\cdot\text{s})$, com o emprego de pressão de contato de $6\text{N}/\text{mm}^2$ e velocidade de corte iguais ou superiores a $180\text{m}/\text{min}$.

Na bancada experimental, foram levantados dados de vida de ferramenta, taxa de remoção de material e rugosidade da peça para diversos níveis de

parâmetros de processo como pressão de contato e velocidade de corte, além de diferentes tipos de diamantes e fluidos de corte, formando uma base de conhecimento fundamental para o desenvolvimento de tecnologia proposto.

Nos experimentos em bancada experimental, a taxa de remoção de material e a vida de ferramenta se mostraram grandezas completamente antagônicas. Verificou-se que os melhores resultados de vida de ferramenta foram obtidos, principalmente, em condições de velocidade de corte muito elevadas, o que foi posteriormente comprovado em experimentos em brunidora. Elevada vida da ferramenta associada a grande taxa de remoção foi alcançada somente com significativas melhorias no ligante e com a correta seleção do tipo de diamante. Resultados muito expressivos de vida de ferramenta, com relação G próxima a 6000, foram atingidos utilizando segmentos abrasivos de brunimento D181/C/Z/50, tanto à velocidade de 120m/min, com o uso de óleo mineral, como também com velocidades acima de 180m/min, com o uso de emulsão.

A aplicação de emulsão como fluido de corte permitiu minimizar o aquecimento da peça causado pelo brunimento e, conseqüentemente, os efeitos nocivos do aquecimento para a qualidade dimensional do cilindro. Para velocidades de corte de até 120m/min, a passagem de óleo mineral para emulsão foi acompanhada de grande redução na vida da ferramenta, para a grande maioria dos segmentos abrasivos empregados. Já com velocidades de corte de 180 e 250m/min, utilizando-se o segmento de brunir D181/C/Z/50, tal redução não ocorreu. Desse modo, foi possível combinar elevada taxa de remoção de material e elevada vida de ferramenta com o uso de emulsão, propiciando um baixo aquecimento da peça, implicando uma excelente capacidade de correção de erros de forma do cilindro.

A validação técnica da solução de brunimento de cilindros proposta foi realizada com sucesso empregando-se blocos de motores em ferro fundido vermicular. Nesses, foi possível avaliar a condição real de brunimento de desbaste, considerando fatores como espessuras de paredes típicas de blocos de motores em ferro fundido vermicular, extração de calor desigual ao longo do cilindro, erros de forma proveniente do mandrilamento de desbaste, dentre outros. Os resultados de cilindridade após o brunimento de desbaste ficaram entre 15 e 20 μ m, o que se mostrou um valor adequado para as etapas posteriores de brunimento de base e de platô, após as quais comprovou-se ser possível atender as especificações de forma dos cilindros conforme padrões atuais para motores diesel.

Além da validação técnica, realizou-se uma verificação econômica da solução proposta de brunimento de desbaste. A eliminação das etapas de mandrilamento de semi-acabamento e de acabamento permitiu uma significativa redução dos custos de fabricação dos blocos de motores, tanto em relação a custos com ferramentas consumíveis quanto fixos. Nos padrões de cálculo comparativo empregados, identificou-se uma redução de 10 a 20 U.M. por bloco de motor de 6 cilindros produzido, comparando-se o método de usinagem proposto na presente tese com as estratégias tradicionalmente empregadas.

Diante do exposto, a presente tese caracteriza-se por abrir novas possibilidades para o processo de brunimento, tipicamente visto como uma operação de acabamento, mas que pode apresentar, também, uma elevada robustez para operações mais severas de usinagem. Isso permite, além de uma redução nos custos de fabricação de ferro fundido vermicular, questionar outros processos de fabricação, tais como o mandrilamento e brunimento de cilindros em ferro fundido cinzento, que normalmente demandam um grande número de etapas de usinagem. O presente trabalho trouxe elementos e contribuições que permitem contestar tais estratégias de usinagem, assim como os tempos de ciclo empregados em processos de brunimento, que poderiam ser reduzidos mediante o emprego de maiores taxas de redução de material, minimizando o impacto dos investimentos nos custos de fabricação.

As análises e os desenvolvimentos realizados ao longo deste trabalho, envolvendo diferentes abordagens experimentais, equipamentos, ferramentas e peças, como também os resultados obtidos, levam à conclusão de que a presente pesquisa trouxe, indiscutivelmente, uma série de contribuições muito importantes no que diz respeito ao desenvolvimento de tecnologia de brunimento em ferro fundido vermicular e, dessa forma, atingiu plenamente os seus objetivos.

7.1 Proposições para novos trabalhos

As pesquisas realizadas na presente tese permitiram identificar oportunidades para futuros desenvolvimentos, seja em função de resultados promissores encontrados, fenômenos ainda não plenamente compreendidos ou ainda dificuldades a serem transpostas. As sugestões para trabalhos futuros são:

- ✓ Analisar os mecanismos de desgaste dos diamantes quando submetidos a diferentes tipos de fluidos de corte e velocidades de corte;
- ✓ Buscar ganhos adicionais de vida de ferramenta e qualidade da peça com velocidades de corte superiores a 250m/min;
- ✓ Otimizar os equipamentos de brunimento para minimização da vibração em elevadas rotações, o que pode comprometer a qualidade geométrica do cilindro gerado;
- ✓ Otimizar a alimentação de fluido de corte à região de contato entre ferramenta e peça, visando minimizar o aquecimento da peça durante o brunimento a elevadas velocidades de corte;
- ✓ Aplicar o método de brunimento de desbaste proposto em produção seriada, empregando conceitos de processos de usinagem e equipamentos de brunir devidamente adaptados a essa condição;
- ✓ Empregar o conceito de brunimento de desbaste com eliminação das etapas finais de mandrilamento de blocos de motores em ferro fundido cinzento;
- ✓ Utilizar elevadas taxas de remoção de material como meio de redução de tempos de ciclo de brunimento.

REFERÊNCIAS

ABELE, Eberhard; SCHRAMM, Burkhard. Towards the possibilities of diamond tools for cutting cast iron. In: 1st INTERNATIONAL INDUSTRIAL DIAMOND CONFERENCE. 1., 2005. Barcelona. **Anais...** Barcelona: Diamond at Work. 2005.

ABELN, Tobias; FLORES, Gerhard; KLINK, Ulrich. Laser Structuring: Improvement of the tribological properties of surfaces. **VDI-Z**, Düsseldorf. v. 7/8, p. 37. 2002.

ALVES, Salete Martins; OLIVEIRA, João Fernando Gomes de. Adequação ambiental dos processos usinagem utilizando Produção mais Limpa como estratégia de gestão ambiental. **Produção**. V. 17, n. 1, p. 129-138, Jan./Abr., 2007.

ANDRADE, Cassio L. F. **Análise da furação de ferro fundido vermicular com brocas de metal-duro de canais retos revestidas com TiN e TiAlN**. 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 2005.

ANTON, Christoph et al.; BACH, Manfred; BAUDER, Richard; RANKZKE, Günther; HATZ, Wolfgang; HOFFMANN, Henning; RIEBES-NAVARRO, Salvador. Der neue 3-I-V6-TDI Motor von Audi: Teil 1: Konstruktion und Mechanik. **MTZ Motortechnische Zeitschrift**. Wiesbaden, v. 7-8/2004, ano 65, p. 518-531, 2004.

BAUR, Erich. Superfinishbearbeitung (Kurzhubhonen). **VDI-Z**, v. 12, p. 966-967, 1973.

BOEHS, L. **Análise de superfícies usinadas**. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 1992. Apostila.

BOEHS, Lourival. **Influência do sulfeto de manganês na usinabilidade do ferro fundido maleável preto ferrítico**. 1979. 105 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 1979.

BOOR, UDO. Kühlschmierstoffe zum Honen: Teil 1. **VDI-Z**, Hamburg, n. 5. Mai. 1989a.

BOOR, UDO. Kühlschmierstoffe zum Honen: Teil 2. **VDI-Z**, Hamburg, n. 6. Jun. 1989b.

BORMANN, Klaus. Machining Capabilities in CGI. In: 5. COMPACTED GRAPHITE MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2002. Darmstadt, 2002.

BURKHARD, G.; REHSTEINER, F. High efficiency abrasive tool for honing. **Annals of the CIRP**. v. 51/1, 2002.

CHAPMAN, R. A.; DAVIES, G. J.; HEDGES, L. K.; MOORE, M.; NAILER, S. G. Neue Strukturen und Formen von synthetischem Diamanten. **IDR Archiv**. Ausgabe 1/2004.

COHEN, P. H.; VOIGT, R. C.; MARWANGA, R. O. Influence of graphite morphology and matrix structure on chip formation during machining of ductile irons. In: AFS CASTING CONGRESS. **Anais...** American Foundrymen's Society: 2000. Pittsburg, 2000.

FINEP / Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico. **Rede em Materiais Avançados com Usinabilidade Melhorada**: Projeto de fomento a pesquisa. Uberlândia, 2004. Proponente: Machado, A. Rocha, Universidade Federal de Uberlândia. Número do processo: 400607/2004-2.

DAWSON, S., et al. The effect of metallurgical variables on the machinability of compacted graphite iron. In: DESIGN E MACHINING WORKSHOP – CGI. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 1999. Darmstadt, 1999.

DAWSON, Steve. SinterCast AGM 2005. In: ANNUAL GENERAL MEETING. **Anais...** SinterCast: 2005. Stockholm, 2005.

DE BEERS. **Die Eigenschaften des Diamanten**. De Beers Diamond Research Laboratory: Johannesburg. 2000.

DENKENA, B.; KARYAZIN, A. Grinding of ceramic steel compounds with diamond grinding wheels. In: 1st INTERNATIONAL INDUSTRIAL DIAMOND CONFERENCE. 1., 2005. Barcelona. **Anais...** Barcelona: Diamond at Work. 2005. Institute of Production Engineering and Machine Tools – University Hannover.

DIAMOND INNOVATIONS. **MBG Diamond for Demanding Grinding Applications**. 2004. Disponível em <<http://www.abrasivesnet.com>>. Acesso em 05 outubro 2006.

DIESEL TECHNOLOGY FORUM. **Engineering clean air: the continuous improvement of diesel engine emission performance**. Disponível em:

<<http://www.dieselforum.org>>. Acesso em: 22 março 2007.

DUNCAN, Miller; BALL, Anthony. The wear of diamonds in impregnated diamond bit drilling. **Wear**, v. 141, n. 2, p 311-320, Jan. 1991.

ELGAN. **Diamant- und CBN-Werkzeuge für hohe Ansprüche**. Publicação técnica. Elgan: Nürtingen, [2004].12 p.

EMMEL, Andreas. UV – surface treatment of cylinder bores. In: 6th COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2003. Darmstadt, 2003.

ENGELS, J. A.; FISH, M. L.; MORRISON, G.; WRIGHT, D. N. Einfluss der Eigenschaften von Diamant-Sägekörnungen auf das Verschleißverhalten in der Anwendung. **IDR Archiv**. n. 4, 2003.

FISCHER, Hans. The why, when and how of honing. **Society of Manufacturing Engineers**. Dearborn, 1987.

FISCHER, Hans; BYRNES, Joseph. Honing with superabrasives. **Society of Manufacturing Engineers**. Dearborn, 1991.

FLORES, Gerhard. Diamond and CBN honing technology. **Society of Manufacturing Engineers**. 1998, 9p.

GASTEL, M. et al. Investigation of the wear mechanism of cubic boron nitride tools used for the machining of compacted graphite iron and gray cast iron. **International Journal of Refractory Metals e Hard Materials**, v. 18, p. 287-296, 2000.

GEHRING GmbH & Co Kg. Blaut, A.; Flores, G. **Rough honing process for boring surface involves offsetting longitudinal axis of boring before honing from that of finished boring**. B24B-033/02. 14 Out. 2003, 13 Jan. 05. Derwent Innovation Index. 2005. Patente.

GEHRING. **Blind bore honing tools**. Catálogo de produtos. Ostfildern, n. 02/2004. 2004a. 10p.

GEHRING. The future of the surface: **Optimum tribosystems through functionally optimized surfaces**. Publicação técnica. Ostfildern, n. 07/2004. 2004b. 16p.

GEHRING. **Product Line Abrasives**. Publicação técnica. Ostfildern, n. 09/2003. 2003. 12p.

GODINHO, Alan Frederico Castilho Esteves. **Análise do mandrilamento de cilindros de blocos de motor em ferro fundido vermicular com diferentes concepções de ferramenta**. 2007. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 2007.

GHOSH, A.; CHATTOPADHYAY, A. K. On grift-failure of an indigenously developed single layer brazed CBN wheel. **Industrial Diamond Review**. 1/07. p. 59-64, 2007.

GOMES, J. de Oliveira; CARVALHO, M. Vasconcelos de; ANDRADE, Cássio L. Francisco de; TURINO, C. Eduardo. Visual identification of surface defects on a CGI honed cylinder. In: 62nd SOCIETY OF TRIBOLOGISTS & LUBRICATION ENGINEERS ANNUAL MEETING. **Anais...** STLE: 2007. Park Ridge, 2007.

GUESSER, Wilson Luiz; GUEDES, Luis Carlos. Desenvolvimentos recentes em ferros fundidos aplicados à Indústria Automobilística. In: IX SIMPÓSIO DE ENGENHARIA AUTOMOTIVA. **Anais...** AEA: São Paulo, 1997.

HAASIS, Gerhard. Honen von Bohrungen mit hoher Genauigkeit. **TZ für Metallbearbeitung**. Leinfelden, v. 76, n. 2, p. 15-22, 1982.

HAASIS, Gerhard. Honen. In: SPUR, G.; STOEFERLE, T. **Handbuch der Fertigungstechnik-spanen**. Carl Hanser: München, v. 3, p. 294-365, 1980.

HAASIS, Gerhard. Möglichkeiten der Optimierung beim Honen. **Werkstatt und Betrieb**. Carl Hanser: München, v. 108/2, p. 95-107, 1975a.

HAASIS, Gerhard. New honing potentialities with diamond tools. In: PROCEEDINGS OF INDUSTRIAL DIAMOND CONFERENCE. **Anais...** London: Industrial Diamond Information Bureau. p. 37-50, [ca. 1975b].

HAASIS, Gerhard. Nicht nur Hilfsmittel: Honöle für die spanende Feinbearbeitung. **Maschinenmarkt Industriejournal**. Ed. Vogel, n. 86. 27.out.1972.

HAASIS, Gerhard; WEIGMANN, Uwe-Peter. Neues Honverfahren für umweltfreundliche Verbrennungsmotoren. **Werkstatt und Betrieb**. Carl Hanser: München, v. 132/3, p. 29-35, 1999.

HAASIS, Gerhard; WINDMANN, Rainer. Neue Vorrichtungskonzepte beim Langhub- und Dornhonen. **Werkstatt und Betrieb**. Carl Hanser: München, v. 124/6, 1991, 5 p.

HELICAL milling for cylinder bores: with coated cemented carbide. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000.

HICK, Hannes; LANGMAYR, Franz. All star cast. **Engine Technology International**. Germany, p. 40-42, jan. 2000.

HINTERMANN, H. E.; CHATTOPADHYAY, A. K. New generation superabrasive tool with monolayer configuration. **Diamond and Related Materials**. 1/1992. p. 1131-1143, 1992.

HOFFMEISTER, H. -W. Grundlegende Zusammenhänge und aktuelle Entwicklungen beim Innenrundhonen. In: 2. Nürtingen Honsymposium. **Anais...** Nagel: 2005. Nürtingen, 2005.

HÖRNER, Dietrich. Unconventional metalworking fluids. **Industrial Lubrication and Tribology**. v. 55, n. 1, p.5-14, 2003. ISSN 0036-8792.

HUNGER, Walter. Frequenz-Honen für hohe Abtragsraten. **Werkstatt und Betrieb**. Carl Hanser: München, v. 118/7, p. 393-395, 1985.

INSTITUTO Fábrica do Milênio. Web site. Disponível em: <www.ifm.org.br>. Acesso em: 26 de junho de 2007.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARIZATION. **Compacted (vermicular) graphite cast irons**: classification. ISO 16112:2006 (E). 2006.

JUCHEN, H. O. **Entwicklungsstand beim Honen von Bohrungen in metallischen Werkstücken mit Diamant und CBN**. De Beers Industrie-Diamanten: Düsseldorf. Diamant Information M8, 1986. 15 p.

KALHÖFER, Eckehard. Manufacturing engineering for high volume production of CGI engine blocks: redesign of na existing grey iron line. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000.

KAPPELER, Wolfgang. Honen ohne Feinbohren. **Werkstatt und Betrieb**. Karl Hanser: München, v. 3, p. 26-28, 2005.

KASSACK, J. ; REUTER, U. AUDI CGI Production Planning. In: 5th COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2002. Darmstadt, 2002.

KASSACK, J. Audi schlichtet GJV-Zylinderbohrungen mit PKD. **IDR Archiv**. v. 2, 2003.

KASSACK, J. Finish machining Audi GJV cylinder bores with PCD tools. **Industrial diamont review**. v. 2, p. 24-25, 2004.

KASSACK, Johannes. Machining of CGI 40: Experiences and requirements. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000.

KLEBER, MARKUS. **Kühlschmierstoffe**: Analytisch-chemische Charakterisierung und Untersuchungen zur mutagenen Wirkung. 2000. Tese – Fachbereich Chemie, Universität Dortmund, Dortmund, 2000.

KLINK, U.; FLORES, G. Zylinderbohrungen aus GGK honen. **Werkstatt und Betrieb**. Karl Hanser: München, v. 4. p. 48-49, 2000.

KLINK, Ulrich. Fachgebiete in Jahresübersichten: Honen. **VDI-Z**. v. 123, n. 15/16, p. 661-671, 1981.

KLINK, Ulrich. Fachgebiete in Jahresübersichten: Honen. **VDI-Z**. v. 125, n. 14, p. 595-603, 1983.

KLINK, Ulrich. Fachgebiete in Jahresübersichten: Honen. **VDI-Z**. v. 128, n. 3, p. 83-93, 1986.

KLINK, Ulrich. Fachgebiete in Jahresübersichten: Honen. **VDI-Z**. v. 131, n. 9, p. 94-101, 1989.

KNOPF, M.; EIGLMEIER, C.; MERKER, G. P. Calculation of unsteady hydrodynamic lubrication and surface contact at the piston-ring/cylinder-liner interface. **Society of Automotive Engineers**. 1998. ISSN 0148-7191.

KOCHAN, Anna. Chip off the old block. **AMS**. p. 62-66, Mai/Jun. 2005.

KOELSCH, James R. Honing Fluid Performance. **Manufacturing Engineering**. p. 51-55, Fev. 1994.

KÖNIG, W. **Fertigungsverfahren II: Schielfen, Honen und Läppen**. Düsseldorf: VDI, 3. ed, 1989. 381 p.

KÖNIG, Wilfried e KLOCKE, Fritz. **Fertigungsverfahren I: Drehen, Fräsen, Bohren**. Springer: Aachen, v. 1, 5. ed, 1997.

KÖNIG, Wilfried. **Tecnologia da fabricação II: Retificação, brunimento e lapidação**. v. 2. Tradução: Walter Lindolfo Weingaertner. Florianópolis: UFSC. [19??]. Título original: **Fertigungsverfahren 2: Schielfen, Honen und Läppen**. 1980.

KOPPKA, Frank; ABELE, Eberhard. Economical processing of compacted graphite iron. In: 6th COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2003. Darmstadt, 2003.

LEÓN, F. Puente. Evaluation of honed cylinder bores. **Annals of the CIRP**. v. 51/1, 2002.

LEUZE, Peter. High productivity carbide boring tools for roughing and finishing CGI. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000.

LIN, Y. T; SHEN, C. H. Thermal aspects of diamond honing: an experimental investigation. **Manufacturing Science and Engineering – ASME**, v. 64, p 423-430, 1993.

LYSENKO, N. V. Better geometric accuracy of shape of blind holes during honing operations. **Vestnik Mashinostroeniya**. v. 61, n. 7, p. 42-45, 1980.

MAKINO. **Advanced CGI cylinder bores machining**. 2006. Disponível em: <www.makino.com/about/shows_events/event_archive.aspx> Acesso em: 26 de junho de 2007.

MAKINO e Sandvik sugerem novo processo para usinagem de CGI. **Revista Máquinas e Metais**. p. 8 e 9, nov. 2006.

MARQUARD, Ralf; SORGER, Helfried; McDONALD, Malcolm. Crank it up: New materials create new possibilities. **Engine Technology International**. v. 2, 1998.

McCANN, Richard; CUTTER, Eric. **Reducing Califórnia petroleum consumption with increased use of high efficiency clean diesel technology**. The Diesel Technology Fórum. 2002.

MOCELLIN, Fabiano. **Avaliação da usinabilidade do ferro fundido vermicular em ensaios de furação**. 2002. 112 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 2002.

MONTGOMERY, Douglas. **Introdução ao controle estatístico da qualidade**. 4. ed. LTC – Livros Técnicos e Científicos Ltda.: Rio de Janeiro. 2004. 513 p.

NAGEL. **Diamonds and CBN tools for high requirements**. Publicação técnica. Nürtingen, [ca. 2003].

NAGEL. **Honen von Kolbenbohrungen in Zylinder-kurbelgehäusen**. Publicação Técnica. Nürtingen, n. 1.26d, [ca. 2000]. 12 p.

NAGEL. **Interesting news about diamond honing**. Publicação técnica. Nürtingen, n. 1.11e, 1998a. 4p.

NAGEL. **Elements of honing**. Publicação técnica. Nürtingen, n. 1.15e, [1998b]. 6p.

NAGEL. **Diamant-honschäfte**. Publicação técnica. Nürtingen, n. 1.14d, 1997a. 6p.

NAGEL. **Superfinish-Steine**. Publicação técnica. Nürtingen, n. 3.03d, 1997b. 8p.

NAGEL. **Diamond and CBN cutting ledges and cutting layers for honing**. Publicação técnica. Nürtingen, n. 1.04e, [ca. 1990]. 6p.

NAGEL. **Nagel-Meßautomatik**. Publicação técnica. Nürtingen, n. 04.75, 1975.

OLIVEIRA, J.F.G.; ALVES, S.M. Development of environmentally friendly fluid for CBN grinding. **Annals of the CIRP**. v. 55/1, 2006.

OLÍVIO NOVASKI; MARCIA RIOS. Fluidos de corte: Introdução teórica e vantagens da aplicação de fluidos sintéticos na usinagem de aços ligas. In: II COLÓQUIO EM TECNOLOGIA DE MANUFATURA E GESTÃO DA PRODUÇÃO DO NMQ. **Anais...** Campinas, 2001.

PAUCKSCH, Eberhard. **Honen**. Vieweg: Braunschweig e Wiesbaden. 11. ed., 1996.

PERES, Ricardo Machado. **Caracterização do processo e verificação das grandezas de entrada no brunimento de curso longo do tipo “predidor”**. 1994. 157 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 1994.

PRETORIUS, N.; HOWARD, T. P.; BOWLER, J. J.; TOOMEY, T. Evaluation of different cutting tool materials for the machining of high strength cast irons. In: 1st

INTERNATIONAL INDUSTRIAL DIAMOND CONFERENCE. 1., 2005. Barcelona. **Anais...** Barcelona: Diamond at Work. 2005.

PRIEST, M.; TAYLOR, C. M. Automobile engine tribology: Approaching the surface. **Wear**. Elsevier, p. 193 – 203, 2000.

REUTER, U.; SAHM, A.; SCHULZ, H. CGI production on transfer lines and machining centers. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000.

REUTER, Ulrich, et al. The wear process of CGI cutting and machining developments. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000.

REUTER, Ulrich, et al. Wear mechanisms in high-speed machining of compacted graphite iron. In: DESIGN E MACHINING WORKSHOP – CGI. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 1999. Darmstadt, 1999.

REUTER, Ulrich. Experiences in mass production of V6 and V8I engine blocks. In: 8th MACHINING WORKSHOP FOR POWERTRAIN MATERIALS. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2005. Darmstadt, 2005.

REUTER, Ulrich. TDI Technology: CGI @ AUDI. In: 6th COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2003. Darmstadt, 2003.

ROBOTA, Arnim; ZWEIN, Frank. Einfluss der Zylinderlaufflächentopografie auf den Ölverbrauch und die Partikelemissionen eines DI-Dieselmotors. **MTZ Motortechnische Zeitschrift**. v. 4. Vieweg: Wiesbaden, p. 246-255, 1999.

RÖHRIG, Klaus. Gußeisen mit Vermiculargraphit für Race-Truck-Motoren. **Konstruieren und Gießen**. v. 25/3, p. 22-23, 2000.

SAHM, A.; ABELE, E.; SCHULZ, H. State of the art in CGI machining. In: 5th COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2002. Darmstadt, 2002.

SALES, Wisley Falco. **Determinação das características refrigerantes e lubrificantes de fluidos de corte**. 1999. 168 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia. 1999.

SALJÉ, E.; MUSHARDT, H., SEE, M. v. Honen von Automobilzylindern: Schleifen, Läppen und Polieren. **Verfahren und Maschinen**. 54. ed. Vulkan: Essen. p. 326-327, 1987.

SALJÉ, E.; PAULMANN, R. Relations between abrasive processes. **Annals of the CIRP**. v. 37/2, 1998.

SALJÉ, E.; SEE, M. v. Process-Optimization in honing. **Annals of the CIRP**. v. 36/1, 1987.

SALJÉ, Ernst; MÖHLEN, Harmut; SEE, Michael von. Vergleichende Betrachtungen zum Schleifen und Honen. **VDI-Z**. p. 66-69, 1987.

SCHEIDTWEILER, Lothar. CGI Machining with carbide tools. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000.

SCHMID, Josef. Experiences in honing of compacted graphite iron. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000a.

SCHMID, Josef. Fortschritte beim Honen von Gußeisen: Erzeugen optimaler Zylinderlaufflächen. **Konstruieren und Gießen**. n. 4, p. 17-19, 2000b.

SCHMID, Josef. Honing of compacted graphite iron workpieces (CGI). In: COMPACTED GRAPHITE IRON: DESIGN AND MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Bad Homburg, 1997a.

SCHMID, Josef. Spanende bearbeitung von Gußeisen mit Vermiculargraphit. **Konstruieren und Giessen**. n. 4, p. 33-37, 1997b.

SCHMID, Josef. Moderne Leichtmetallwerkstoffe für den Motorenbau und deren Endbearbeitung durch Honen. **MTZ Motortechnische Zeitschrift**. v. 4. Vieweg. Wiesbaden, 1998.

SCHMID, Josef. Optimized honing process for cast iron running surfaces. In: VDI-SYMPOSIUM „PISTON RUNNING SURFACES, PISTONS AND CONRODS“. VDI: Böblingen. 2006. 20 p.

SCHMID, Josef. Zylinderlaufflächen für Leichtmetallmotoren und ihre Honbearbeitung. In: 2. NÜRTINGER HONSYMPOSIUM. **Anais...** Nagel: 2005. Nürtingen, 2005a.

SCHMID, Josef. Übersicht zu Honverfahren an GG-Zylinderlaufflächen. In: 2. NÜRTINGER HONSYMPOSIUM. **Anais...** Nagel: 2005. Nürtingen, 2005b.

SCHMIDT, Marco Antônio. **Brunimento em ferro fundido cinzento utilizando ferramentas tipo bucha com grãos de diamante**. 1999. 207 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 1999.

SCHOEFFMANN, Wolfgang; BESTE, Frank; ATZWANGER, Martin; SAUERWEIN, Ulrich. **Lightweight engine structures: mechanical, acoustic and production aspects**. AVL List GmbH, Áustria. In: SAE WORLD CONGRESS 2003. Detroit: 2003.

SCHÖNHERR, Herbert. **Spanende Fertigung**. Oldenbourg: München e Wien, 2002. ISBN 3-486-25045-0.

SCHROETER, Rolf et. al. Otimização do processo de usinagem dos cilindros de blocos de motores automotivos e estudo da usinabilidade de ferro fundido vermicular. Relatório do Projeto Verde Amarelo: **Rede em Materiais Avançados com Usinabilidade Melhorada**: Projeto de fomento a pesquisa. Uberlândia, 2004. Proponente: Machado, A. Rocha, Universidade Federal de Uberlândia. Número do processo: 400607/2004-2.

STEIDLE, Herrmann. Microcutting for eccentric spindle tools. In: COMPACTED GRAPHITE IRON MACHINING WORKSHOP. **Anais...** Technische Universität Darmstadt: 2000. Darmstadt, 2000.

SZABÓ, Otto. Stability criteria and break out of grains of super-hard grinding tools. **Journal of Materials Processing Technology**. p. 2008-2010, 2004.

TRECHOW, Peter. UV-Laser lässt Motoren aus Grauguss lange leben. **VDI Nachrichten**. VDI, Mar.2003.

TUPY. Relatório anual/2005: Demonstração Financeira e Balanço Social. Disponível em: <<http://www.tupy.com.br/balanco2005/>>. Acesso em: 22 de março de 2007.

UEDA, Takashi; YAMAMOTO, Akira. An analytical investigation of the honing mechanism. **Journal of Engineering for Industry**. v. 106, p. 237-241, 1984.

UEDA, Takashi; YAMAMOTO, Akira. Contribution to high efficient honing (1st Report): Honing of cast iron at high cutting speed. **Bull. Japan Society of Precision Engineering**. v. 15, n. 4, p. 231-236, 1981.

UEDA, Takashi; YAMAMOTO, Akira. Honing conditions for effective use of diamond and cubic boron nitride sicks. **Journal of Engineering for Industry**. v. 109, p. 179-184, 1987.

SEE, M. v. Veränderung der Honleisten Topographie während des Honens und durch verschiedene Schärfverfahren. In: **Jahrbuch Schleifen, Honen, Läppen und Polieren**. Vulcan: Essen, 54. ed., p. 317-325, 1987.

VALLE, Pablo D. **Avaliação da influência da minimização e eliminação do fluido de corte no processo de fresamento de topo reto**. 2001. 129 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 2001.

VICTOR, H. R.; MÜLLER, M.; OPFERKUCH. Honen: Kenngrößen. In: **Weiterbildung Technik: Spanende Fertigungsverfahren II. Teil 4**. Springer, v. 72, n. 9, p. 538-540, 1982a.

VICTOR, H. R.; MÜLLER, M.; OPFERKUCH. Honen: Kinematik, Kenngrößen. In: **Weiterbildung Technik: Spanende Fertigungsverfahren II. Teil 5**, Springer, v. 72, n. 7, p. 405-407, 1982b.

WEIGMANN, U. P. Ausschussquote nach unten gedrückt: modifiziertes Honverfahren ersetzt Feinbohren beim Bearbeiten von Pleuelstangen. **Mashinen Markt**. Vogel, n. 11, p. 38-40, 2005a.

WEIGMANN, Uwe-Peter. Grundlagen und Anwendungen des Honens. In: 2. NÜRTINGER HONSYMPOSIUM. **Anais...** Nagel: 2005. Nürtingen, 2005b.

WEIGMANN, Uwe-Peter. **Optimized hone process replaces laser structuring**. Publicação Técnica. Nagel: Nürtingen. [2005c].

WEIGMANN, Uwe-Peter. **Honen keramischer Werkstoffe**. 1997. 250p. Tese (Doutorado) – Fraunhofer-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik (IPK), Technische Universität Berlin, Berlin. 1997.

WOODRUFF, D. Why compacted graphite iron?: new metal cutting developments make application now practical. **Competitive Production**. Makino Production Machinery. v. 3, n. 2, p. 18-22, 2006.

XAVIER, Fábio Antônio. **Aspectos tecnológicos do torneamento do ferro fundido vermicular com ferramentas de metal-duro, cerâmica e CBN**. 2003. 144 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 2003.

YAMAMOTO, Akira; MATSUMORI, Noboru; UEDA, Takashi. Cutting characteristics of splintery grains and its utilization: investigation by honing. **Bull. Japan Society of Precision Engineering**. v. 11, n. 2, 1977.

YAMAMOTO, Akira; UEDA, Takashi. Action of sulfur in treated honing stick I: Contribution to finishing performance through reinforcing acting grits. **Bull. Japan Society of Precision Engineering**. v. 12, n. 1, p. 27-32, 1978a.

YAMAMOTO, Akira; UEDA, Takashi. Action of sulfur in treated honing stick II: Reinforcement of acting grits and restraint of loading. **Bull. Japan Society of Precision Engineering**. v. 12, n. 4, p. 201-206, 1978b.

YAMAMOTO, Akira; UEDA, Takashi. Improvement of treated honing stick performance by adding solid lubricant. **Bull. Japan Society of Precision Engineering**. v. 13, n. 4, p. 177-182, 1979.

YOKOHAMA, Kazuhiro; ICHIMIYA, Ryoichi. Analyses of thermal deformation of

workpieces in honing process (1st Report): Measuring method of thermal deformation and thermal effect of honing condition. **Bull. Japan Society of Precision Engineering.** v. 17, n. 3, p. 173-178, 1983a.

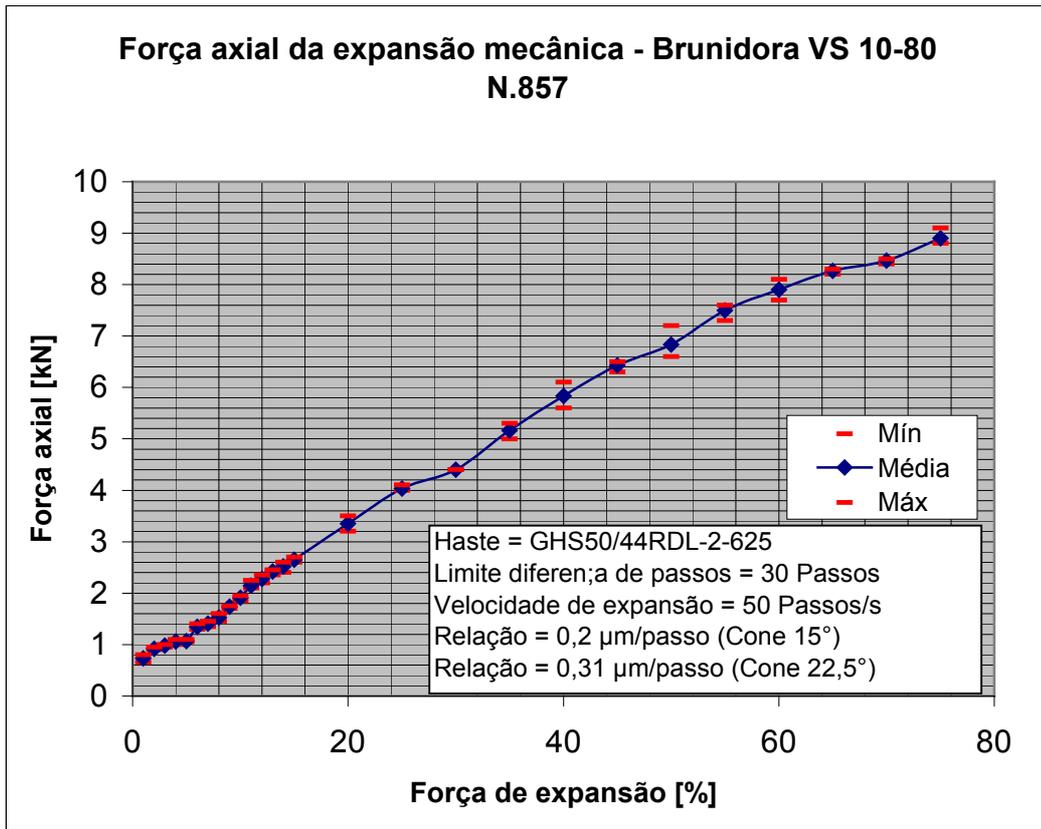
YOKOHAMA, Kazuhiro; ICHIMIYA, Ryoichi. Analyses of thermal deformation of workpieces in honing process (2nd Report): Temperature distribution, honing force and expansion pressure of honing stone. **Bull. Japan Society of Precision Engineering.** v. 17, n. 4, p. 247-252, 1983b.

YOKOHAMA, Kazuhiro; ICHIMIYA, Ryoichi. Analyses of thermal deformation of workpieces in honing process (3rd Report): Numerical analyses of cylindrical and non-cylindrical workpieces. **Bull. Japan Society of Precision Engineering.** v. 18, n. 1, p. 15-20, 1984.

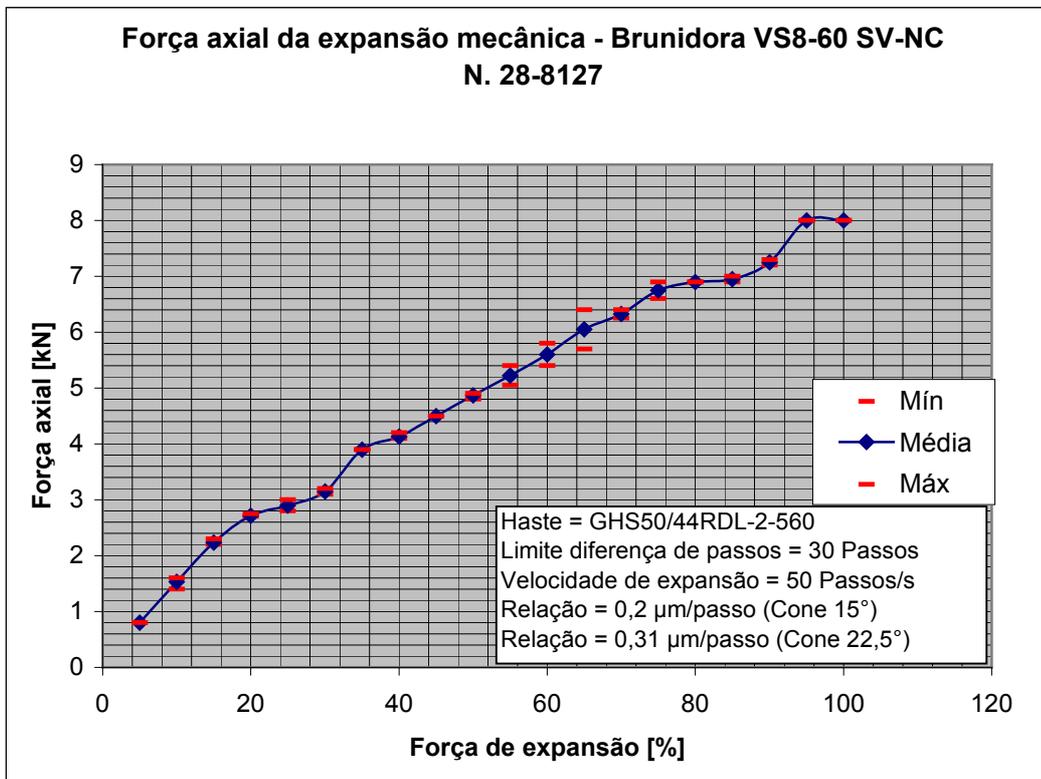
YOKOHAMA, Kazuhiro; ICHIMIYA, Ryoichi; IWATA, Kazuaki; MORIWAKI, Toshimichi. Analyses of thermal deformation of workpieces in honing process (4th Report): Dynamic expansion pressure of honing stone during honing. **Bull. Japan Society of Precision Engineering.** v. 21, n. 2, p. 119-124, 1987.

YOKOHAMA, Kazuhiro; ICHIMIYA, Ryoichi; IWATA, Kazuaki; MORIWAKI, Toshimichi. Analyses of thermal deformation of workpieces in honing process (5th Report): Thermal effects due to heat capacity of workpiece and kind of honing stone. **Bull. Japan Society of Precision Engineering.** v. 22, n. 1, p. 43-48, 1988.

APÊNDICE A – Curvas de correlação de força axial na haste de expansão da brunidora vs. limite de torque programado do motor de passos.



Curva referente à Brunidora Vertical Nagel VS-10 80.



Curva referente à Brunidora Vertical Nagel VS8-60 SV-NC.